Zum werkstoffgerechten Verbinden von carbonbewehrten Betonfertigteilen

vorgelegt von
M. Sc.
Arno Richter

an der Fakultät VI – Planen Bauen Umwelt
der Technischen Universität Berlin
zur Erlangung des akademischen Grades

Doktor der Ingenieurwissenschaften
- Dr.-Ing. -

genehmigte Dissertation

Promotionsausschuss:

Vorsitzender:	Univ.-Prof. Dr. rer. nat. Dietmar Stephan
Gutachter:	Prof. Dr. sc. techn. Mike Schlaich
Gutachter:	Univ.-Prof. Dr.-Ing. habil. Peter Mark

Tag der wissenschaftlichen Aussprache: 25. Januar 2023

Berlin 2023

Danksagung

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Fachgebiet Entwerfen und Konstruieren – Massivbau der Technischen Universität Berlin. Während dieser Zeit habe ich von vielen Menschen Unterstützung erhalten, wofür ich mich an dieser Stelle bei allen herzlich bedanken möchte.

Allen voran bedanke ich mich bei Herrn Prof. Dr. sc. tech. Mike Schlaich, der mir die Möglichkeit gegeben hat, an seinem Lehrstuhl in der Wissenschaft tätig zu sein. Seine fachliche und persönliche Förderung und die stets motivierende Unterstützung meiner wissenschaftlichen Arbeit haben wesentlich zum Erfolg der vorliegenden Dissertation beigetragen.

Mein weiterer Dank gilt Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. habil. Peter Mark vom Lehrstuhl für Massivbau der Ruhr Universität Bochum für das Interesse an meiner Arbeit und der Übernahme des 2. Gutachtens. Für die Übernahme des Vorsitzes des Promotionsausschusses und die Unterstützung bei bauchemischen Fragen bedanke ich mich bei Herrn Univ.-Prof. Dr. rer. nat. Dietmar Stephan.

Besonderer Dank gilt Herrn Dr.-Ing. Alex Hückler, Herrn M. Sc. Justus Muthmann und Frau B. Sc. Ha Anh Pham, die durch ihre fachliche und freundschaftliche Unterstützung und die stets konstruktive Kritik direkt zum gelingen der Arbeit beigetragen haben. Weiter gilt mein besonderer Dank Herrn Dr.-Ing. Boris Reyher und Herrn M. Sc. Prathamesh Khorgade der schlaich bergermann partner GmbH, die mich insbesondere während der experimentellen Untersuchungen durch ihr Fachwissen unterstützt haben. Auch Herrn Dipl.-Ing. Tankred Lenz und Herrn Sirko Müller der Ginkgo Projektentwicklung GmbH danke ich für ihre Unterstützung beim Herstellen der Prüfkörper. Mein Dank gilt ferner allen Studierenden, die durch ihre Abschlussarbeiten direkt zu der vorliegenden Arbeit beigetragen haben.

Dr.-Ing. Christian Lehmann danke ich herzlich für seine Unterstützung bei den bauchemischen Untersuchungen, Dr.-Ing. Henning von Daake der PAGEL Spezial-Beton GmbH für die Materialbereitstellung und fachliche Unterstützung bei der Herstellung der Prüfkörper. Herrn Bruno Meyerhans der KUBATEC BMT AG danke ich für die Materialbereitstellung des Expansivmörtels und für seine fachliche Beratung.

Für die kontinuierliche Unterstützung bei allen experimentellen Untersuchungen bedanke ich mich herzlich bei Dipl.-Ing. Wilfried Walkowiak und Ralf Lagerstein. Weiterer Dank gilt meinen Kolleginnen und Kollegen des Instituts für Bauingenieurwesen für die vielen fachlichen Anregungen, Hilfestellungen und Diskussionen und für ein immer sehr angenehmes Arbeitsklima.

Abschließend möchte ich meine größte Dankbarkeit gegenüber meiner Familie und meinen Freunden zum Ausdruck bringen. Durch ihre unerschöpfliche und bedingungslose Unterstützung zu jeder Zeit, wurde die vorliegende Arbeit überhaupt erst möglich. Insbesondere danke ich meiner Mutter Claudia, meinen Schwestern Lena, Berit, Anne, Carla und Bärbel und meiner Partnerin Mareike.

Berlin, Januar 2023 Arno Richter

Kurzfassung

CFK-Bewehrungen eignen sich aufgrund ihrer nicht korrosiven Eigenschaft und ihrer guten Festigkeitswerte für sehr schlanker Betonbauteile. Die Herstellung solcher Bauteile kann in Form von Fertigteilen erfolgen, wodurch Arbeits- und Wartezeiten auf der Baustelle entfallen, die bei der Ortbetonbauweise durch das Schalen, Bewehren, Betonieren und Aushärten entstehen können. Diese vorgefertigten Bauteile müssen in einem späteren Arbeitsschritt auf der Baustelle zu einem Bauwerk zusammengesetzt werden. Essentiell beim Konstruieren mit solchen Betonfertigteilen sind einfache und baupraktische Verbindungen, mit denen die Bauwerke schnell und kostengünstig errichtet werden können.

Eine Literaturstudie belegt, dass nur wenige Untersuchungen zum Verbinden von CFK-bewehrten Betonfertigteilen durchgeführt wurden. Mit der vorliegenden Arbeit wird das Ziel verfolgt, eine einfache, werkstoffgerechte und baupraktische Verbindung für carbonbewehrte Betonfertigteile zu entwickeln. Es soll die CFK-Bewehrung von Fertigteilen kraftschlüssig miteinander verbunden werden, um Zugkräfte zwischen Bauteilen übertragen zu können.

Zu Beginn der Untersuchungen wird die Verbindung auf Bewehrungseben, unabhängig von späteren Fertigteilen, betrachtet. Es wird eine Verbindung entwickelt, bei der die Bauteilbewehrung in Form von CFK-Stäben mittels eines Expansivmörtels in einer Edelstahlhülse endverankert wird. Die Edelstahlhülse wiederum besitzt ein Innengewinde, das als Kopplungspunkt zwischen Betonfertigteilen dient. Die Fertigteile werden somit über eine einfache Verschraubung verbunden. Über experimentelle und numerische Untersuchungen wird die Länge und des Außen- und Innenradius der Edelstahlhülse zu l_H = 11,0 cm, r_a = 28,0 mm und r_i = 20,0 mm ermittelt. Experimentelle Untersuchungen zur Umfangsdehnungsänderung, hervorgerufen durch die Mörtelexpansion, führen zur Bestimmung des Innendrucks von $p_{i,m}$ = 100,1 MPa. Durch die anschließenden Bauteilversuche wird die Anwendung der Verbindung in Fertigteilen untersucht. Es werden Fertigteile mit einer stabförmigen CFK-Bewehrung in Form von Balken und einer flächigen CFK-Bewehrung in Form von Platten auf ihr Trag- und Verformungsverhalten untersucht. Die Traglasten beider Bauteilgeometrien werden, unter der Annahme eines Biegezugversagens der Bewehrung, durch analytische und numerische Berechnungen zutreffend bestimmt. Die Verformungen werden anhand der Bauteilkrümmung und der Durchbiegung über numerische Integrationsverfahren unter Verwendung einer mittleren Steifigkeit der Verbindung wirklichkeitsnah beschrieben. Die Untersuchungen zeigen, dass die entwickelte Verbindung zum Übertragen von Zugkräften zwischen Betonfertigteilen mit einer CFK-Bewehrung Anwendung finden kann. Das Verbinden der Bauteile erfolgt über eine Gewindestange mit einem M20 Regelgewinde. Die Herstellung der Probekörper zeigt jedoch, dass durch die Gewindestange keine bauüblichen Toleranzen ausgeglichen werden. Die maximale Schlankheit der untersuchten Bauteile beträgt l/h = 35.

Abstract

Due to their non-corrosive properties and good strength values, CFRP reinforcements are suitable for very slender concrete components. The production of such components can be done in the form of precast elements, eliminating the labor and waiting times that can arise during on-site concrete construction through formwork, reinforcement, pouring, and curing. These prefabricated components must be assembled into a structure on-site in a subsequent step. Simple and practical connections are essential when constructing with such precast concrete elements, allowing the structures to be erected quickly and cost-effectively.

A literature review shows that only a few studies have been conducted on connecting CFRP-reinforced precast concrete elements. The aim of this study is to develop a simple, material-appropriate, and practical connection for carbon-reinforced precast concrete elements. The CFRP reinforcement of precast elements should be connected to each other in a force-fitting manner to be able to transfer tensile forces between components.

At the beginning of the investigations, the connection is examined on the reinforcement level, independent of later precast elements. A connection is developed in which the component reinforcement in the form of CFRP bars is end-anchored in a stainless steel sleeve using an expansive mortar. The stainless steel sleeve, in turn, has an internal thread that serves as a coupling point between precast concrete elements. The connection of the components thus occurs via a simple screw connection. Experimental and numerical investigations determine the length and outer and inner radii of the stainless steel sleeve to be l_H = 11.0 cm, r_a = 28.0 mm, and r_i = 20.0 mm. Experimental investigations into the circumferential expansion caused by the mortar expansion lead to the determination of the internal pressure of $p_{i,m}$ = 100.1 MPa. Subsequent component tests examine the application of the connection in precast elements. Precast elements with bar CFRP reinforcement in the form of beams and with grid CFRP reinforcement in the form of plates are investigated for their load-bearing and deformation behavior. The load-bearing capacities of both component geometries are accurately determined through analytical and numerical calculations, assuming a bending failure of the reinforcement. Deformations are described realistically using numerical integration methods based on component curvature and deflection, using an average stiffness of the connection. The investigations show that the developed connection can be used for transmitting tensile forces between precast concrete elements reinforced with CFRP. The components are connected using a threaded rod with an M20 standard thread. However, the production of test specimens shows that the threaded rod does not compensate for typical construction tolerances. The maximum slenderness of the examined components is l/h = 35.

Inhaltsverzeichnis

Danksagung ... **III**

Kurzfassung ... **IV**

Abstract ... **V**

Symbole ... **IX**

1. Einführung ... **1**

1.1 Motivation ... 1

1.2 Ziele der Arbeit ... 1

1.3 Gliederung der Arbeit ... 2

2. Grundlagen ... **3**

2.1 Carbonbeton ... 3

2.1.1 Eigenschaften von CFK ... 3

2.1.2 Werkstoffgerechtes Konstruieren mit CFK-Zuggliedern ... 6

2.2 Verbindungen von Betonfertigteilen ... 7

2.2.1 Druckverbindungen ... 7

2.2.2 Schubverbindungen ... 11

2.2.3 Zugverbindung ... 12

2.3 Theoretische Grundlagen zur Erforschung des eigenen Lösungsansatzes ... 17

2.3.1 Grundlagen des Verbundes ... 17

2.3.2 Einfluss von Querdruck auf den Verbund ... 24

2.3.3 Expansivmörtel ... 26

2.3.4 Hülse unter Innendruck ... 28

2.3.5 Trag- und Verformungsverhalten biegebeanspruchter Carbonbetonbauteile ... 29

2.4 Zusammenfassung und Forschungsbedarf ... 34

3. Eigener Lösungsansatz ... **36**

3.1 Voruntersuchung ... 36

3.2 Edelstahlhülse als Endverankerung ... 38

3.3 Anwendung in Bauteilen ... 39

4. Untersuchung der Stabverankerung ... **43**

4.1 Allgemeines ... 43

4.2 Versuchsprogramm ... 44

4.3 Elemente, Materialien und Herstellung der Probekörper ... 44

4.4 Numerische Ermittlung des Hülsenquerschnitts ... 47

4.5 Verbundeigenschaften und Verankerungslänge ... 49
4.5.1 Experimentelle Ermittlung der Verbundspannungs-Schlupf-Beziehung ... 49
4.5.2 Numerische Bestimmung der Verankerungslänge ... 51
4.5.3 Experimentelle Verifizierung der Verankerungslänge ... 54
4.5.4 Untersuchung des Verbundes unter zyklischer Beanspruchung ... 57
4.6 Innendruck in der Endverankerung ... 59
4.7 Untersuchung der Grenzflächen der Hülse mittels Rasterelektronenmikroskop ... 62
4.8 Zusammenfassung ... 64
5. Verbinden von Bauteilen mit einer stabförmigen CFK-Bewehrung ... 67
5.1 Allgemeines ... 67
5.2 Versuchsprogramm ... 67
5.3 Material und Herstellung ... 69
5.4 Versuchsergebnisse ... 71
5.5 Versuchsauswertung ... 74
5.5.1 Trag- und Verformungsverhalten ... 74
5.5.2 Versagen ... 79
5.6 Zusammenfassung ... 81
6. Verbinden von Bauteilen mit einer flächigen CFK-Bewehrung ... 83
6.1 Allgemeines ... 83
6.2 Versuchsprogramm ... 83
6.3 Material und Herstellung ... 85
6.4 Versuchsergebnisse ... 87
6.5 Versuchsauswertung ... 91
6.5.1 Trag- und Verformungsverhalten ... 91
6.5.2 Versagen ... 93
6.6 Experimentelle Untersuchung einer CFK-Stab-Gelege-Übergreifung ... 94
6.6.1 Versuchsprogramm, Material und Herstellung ... 95
6.6.2 Versuchsergebnisse ... 96
6.6.3 Versuchsauswertung ... 98
6.7 Zusammenfassung ... 99
7. Schlussfolgerung ... 101
7.1 Zusammenfassung und Erkenntnisse ... 101
7.2 Ausblick und weiterer Forschungsbedarf ... 102

8. Tabellenverzeichnis 104

9. Abbildungsverzeichnis 104

10. Literatur **109**

Anhang A1 – Auswertung stereooptische Verformungsanalyse 115

Balkenversuche – BV-I 115

Balkenversuche – BV-II 117

Stab-Gelege-Übergreifung 118

Anhang A2 – Quellcode numerische Berechnung Sofistik 121

Iterative Bestimmung der Querschnittsabmessung Edelstahlhülse 121

Verbundmodell zur Bestimmung der Verankerungslänge 122

Anhang A3 – Quellcode numerische Berechnung MatLab 124

Bauteilkrümmung 124

Anhang A4 – Bruchbilder 127

Experimentelle Ermittlung der Verbundspannungs-Schlupf-Beziehung 127

Untersuchung des Verbundes unter zyklischer Beanspruchung 128

Bauteile mit einer Stabförmigen CFK-Bewehrung 128

Symbole

Griechische Buchstaben

α	Eingangsparameter für ein Verbundmodell
Δ	Differenz zwischen zwei Werten
δF	virtuelle Kraft
Δl	Längenänderung, bezogen auf eine Ursprungslänge l
δM	virtuelles Moment
ΔM_u	Differenz zwischen Bruchmomenten
ε	Dehnung
ε_c	Betondehnung
ε_{cfk}	Dehnung der Carbonbewehrung
$\varepsilon_{u,exp}$	experimentell ermittelte Bruchdehnung
$\varepsilon_{u,k}$	charakteristische Bruchdehnung
ε_x, ε_y	Dehnung in x- und y-Richtung
ε_y	Fließdehnung
ε_θ	Dehnung in tangentialer Richtung
$\varepsilon_{\theta,s}$	Dehnung in tangentialer Richtung der Edelstahlhülse
κ	Krümmung
κ_{cal}	rechnerische Krümmung
κ_{cr}	Krümmung zum Zeitpunkt der Rissbildung
κ_u	Krümmung im Bruchzustand
μ	Beiwert zur Berechnung der Rauheit
ν_s	Querdehnzahl Edelstahlhülse
ρ_{cf}	Rohdichte Kohlenstofffaser
ρ_{gf}	Rohdichte Glasfaser
$\sum$	Summe
σ	Spannung / Standardabweichung aus der Grundgesamtheit
σ_F	Standardabweichung der Kraft aus der Grundgesamtheit
$\sigma_{max,cyl}$	Oberspannung der zyklischen Versuche
$\sigma_{min,cyl}$	Unterspannung der zyklischen Versuche
σ_r	Spannung in radiale Richtung
σ_s	Zugspannung; Standardabweichung des Schlupfes aus der Grundgesamtheit
$\sigma_{u,exp}$	experimentell ermittelte Bruchspannung
$\sigma_{u,k}$	charakteristische Bruchspannung
σ_x	Spannung in axiale Richtung
σ_θ	Spannung in tangentialer Richtung
$\sigma_{\kappa u}$	Standartabweichung der Krümmung im Bruch aus der Grundgesamtheit
$\tau(s)$	Verbundspannung in Abhängigkeit des Schlupfes
τ_b	Verbundspannung
τ_f	Restverbundspannung
τ_m	mittlere Verbundspannung
$\tau_{m,max}$	Mittelwert der maximalen Verbundspannungen
τ_{max}	Maximalwert der Verbundspannung

Große lateinische Buchstaben

A	Fläche
A, B	Auflager A und B
A_{cfk}	Querschnittsfläche der CFK-Bewehrung
E	Elastizitätsmodul
EA	Dehnsteifigkeit
$EA_{äq}$	äquivalenter, gemittelter Elastizitätsmodul in MPa
EA_{cfk}	Dehnsteifigkeit des CFK-Stabs
EA_{ev}	Dehnsteifigkeit der Endverankerung
EA_{gw}	Dehnsteifigkeit der Gewindestange
EI	Biegesteifigkeit
E_s, E_c, E_{cfk}	Elastizitätsmodul Edelstahlhülse, Beton, CFK-Bewehrung
E_sA_s	Dehnsteifigkeit der Edelstahlhülse
F	Kraft
F_c	Betondruckkraft
$F_{c,cfk}$	charakteristische, maximale Zugkraft eines CFK-Stabs
F_{cfk}	Zugkraft in der CFK-Bewehrung
$F_{cfk,u}$	Bruchkraft des CFK-Stabs
$F_{cfk,u,axial}$	Bruchkraft des CFK-Stabs im axialen Zugversuch
F_{cr}	Risskraft
F_{exp}	experimentell ermittelte Kraft
F_m	mittlere Zugkraft

F_{max}	Maximalkraft
$F_{max,m}$	mittlere Maximalkraft
F_U	Bruchkraft
I	Flächenträgheitsmoment
I_i	Flächenträgheitsmoment des ideellen Querschnitts
M_{cr}	Rissmoment
M_E	einwirkendes Moment
M_s	Stützmoment
M_u	Bruchmoment
N	Normalkraft
R_m	mittlere Erhöhung einer Oberfläche
U	Umfang
W_c	Widerstandsmoment eines Betonquerschnitts

Kleine lateinische Buchstaben

a_s	Stababstand
b	Querschnittsbreite
c	Beiwert zur Berechnung der Rauheit
c_v	Verlegemaß der Betondeckung
d	Zeitraum in Tagen
d	statische Nutzhöhe
d_s	Stabdurchmesser
f_c	Betondruckfestigkeit
$f_{c,cube}$	Würfeldruckfestigkeit
$f_{c,cyl}$	Zylinderdruckfestigkeit
f_{cd}	Bemessungswert der Betondruckfestigkeit
f_{cfk}	Zugfestigkeit der CFK-Bewehrung
f_{ctm}	mittlere Betonzugfestigkeit
$f_{u,s}$	Festigkeit der Edelstahlhülse
f_y	Fließgrenze
h	Querschnittshöhe
l	Länge
l_b	Verbundlänge
l_{cfk}	Länge des CFK-Stabs
l_{ev}	Länge der Endverankerung
l_{gw}	Länge der Gewindestange
p	Querdruck
p_a	Außendruck
p_i	Innendruck
$p_{i,m}$	mittlerer Innendruck
r	Radius
r_a	Außenradius
r_{cfk}	Radius der CFK-Bewehrung
$r_{g,a}$	Außenradius Expansivmörtel
$r_{g,i}$	Innenradius Expansivmörtel
r_i	Innenradius
$r_{s,a}$	Außenradius Edelstahlhülse
$r_{s,i}$	Innenradius Edelstahlhülse
s	Schlupf, auch Relativverschiebung
$s(F_{max})$	Schlupf zum Zeitpunkt der Maximalkraft
t	Wanddicke
u	Verschiebung
$u_{g,a}$	Verschiebung des Außenradius des Expansivmörtels
$u_{g,i}$	Verschiebung des Innenradius des Expansivmörtels
w	Durchbiegung
w_{cal}	rechnerische Durchbiegung
w_{cr}	Durchbiegung zum Zeitpunkt der Rissbildung
w_u	Durchbiegung im Bruchzustand
x	Höhe der Betondruckzone
z	Hebelarm der inneren Kräfte

Einheiten

µm	Mikrometer
µm/m	Mikrometer pro Meter
cm	Zentimeter
g/km	Gramm pro Kilometer
GPa	Gigapascal
Hz	Herz
kN	Kilonewton
m	Meter
mm	Millimeter
mm/s	Millimeter pro Sekunde
MPa	Megapascal
N/mm^2	Newton pro Quadratmillimeter

Sonstige Bezeichnungen und Symbole

Ø	Durchmesser
%	Prozent
°	Grad
°C	Grad Celsius
∞	Unendlich
CFK	Kohlefaserverbundkunststoffe
CFRP	carbon fiber reinforced polymer
C-Gehalt	Kohlenstoffgehalt

DMS	Dehnungsmessstreifen
E-Modul	Elastizitätsmodul
FVK	Faserkunststoffverbund
Gew.-%	Gewichtsprozent
HEM	highly expansive material
HM	High Modulus
HT	High Tencatiy
IM	Intermediate Modulus
PAN	Polyacrylnitril
PEEK	Polyetheretherketon
PET	Polyethylentherephtalat
RCC	reinforced cement concrete
ST	Super Tenacity
UHM	Ultra High Modulus
VSB	Verbundspannungs-Schlupf-Beziehung
w/z	Wasserzementwert

1. Einführung

1.1 Motivation

Bauwerke bestehen, bis auf einige wenige Ausnahmen, immer aus mehreren zusammengesetzten Bauteilen. Dies impliziert die Notwendigkeit des Verbindens der einzelnen Bauteile zu einen Gesamtbauwerk. Dabei müssen die Verbindungen auf die Werkstoffe der Bauteile und die (späteren) Beanspruchungen abgestimmt sein [1]. Im Betonbau ist es gerade der Sektor des (Halb-)Fertigteilbaus, wo zwingend Bauteile miteinander verbunden werden müssen [2]. Diese Bauweise birgt gegenüber der Ortbetonbauweise Vorteile, da Teilschritte in der Bauausführung vorweggenommen werden. Es entfallen Arbeits- und Wartezeiten auf der Baustelle, die bei der Ortbetonbauweise durch das Schalen, Bewehren, Betonieren und Aushärten entstehen [3].

Für einen schnellen und effizienten Bauablauf bedarf es einfacher und fehlertoleranter Verbindungspunkte, mit denen die Bauteile allein durch Auflegen oder Verschrauben kraftschlüssig miteinander verbunden werden [3, 4]. Bestenfalls sind die Verbindungen lösbar, wodurch ein einfacher Rückbau des Tragwerks nach Ablauf der Lebensdauer ermöglicht wird. Solche Verbindungen existieren bereits für die Stahlbetonbauweise [5], nicht aber für carbonbewehrte Betonfertigteile.

Der Carbonbeton verspricht durch seine nicht korrosiven Bewehrung längere Lebenszeiten der Bauwerke und zudem wegen geringerer Betondeckung eine Materialeinsparung. Aufgrund der wesentlich schlankeren Bauteile ist aber auch eine höhere Präzision in der Herstellung erforderlich, weswegen sich eine Vorfabrikation der Bauteile anbietet. Die mit der Vorfabrikation einhergehende Notwendigkeit von Bauteilverbindungen zur Errichtung von Tragwerken wird bisher nicht in ausreichendem Maße erfüllt. Für eine erfolgreiche Einführung der Carbonbetonbauweise in die Bauwirtschaft bedarf es somit der Erforschung und Entwicklung von einfachen, baupraktischen und werkstoffgerechten Verbindungen. Dabei sind es gerade Verbindungen zur Zugkraftübertragung, die bisher kaum erforscht wurden. Aus diesem Forschungsbedarf entspringt die Motivation des Autors für die vorliegende Arbeit.

1.2 Ziele der Arbeit

Die Erforschung von (vorgespannten) Carbonbetonfertigteilen ist bereits weit vorangeschritten [6–9]. Für eine erfolgreiche und breite Anwendung solcher Bauteile in der Bauindustrie bedarf es allerdings noch einfacher, baupraktischer und werkstoffgerechter Verbindungen. Übergeordnetes Ziel ist daher die Komplementierung der Carbonbetonfertigteilbauweise durch die Entwicklung einer vielseitig anwendbaren Bauteilverbindung zur Übertragung von Zugkräften, wobei durch die Verbindung keine Traglastminderung der Bauteile entstehen, sondern die Traglast im Verbindungsbereich der eines ungestörten Bauteils entsprechen soll.

Ziel ist die Entwicklung einer Endverankerung für stabförmige CFK-Zugglieder in Form einer Hülse, in der die Bauteilbewehrung über einen Expansivmörtel verankert werden kann. Diese Endverankerung soll über einen Kopplungspunkt verfügen, durch den Bauteile miteinander verbunden werden können. Im Zuge der Entwicklung der Endverankerung ist es das Ziel, wichtige Kenngrößen wie die Verankerungslänge der Zugbewehrung in der Hülse und die Abmessungen dieser zu bestimmen.

Nach erfolgreicher Entwicklung der Hülse ist es das Ziel, die Anwendung dieser als Verbindung zwischen Betonfertigteilen zu untersuchen. Es sollen sowohl Fertigteile mit einer stabförmigen, als auch

Fertigteile mit einer flächige Bauteilbewehrung untersucht werden. Durch Experimente soll eine Beschreibung des Trag- und Verformungsverhalten verbundener Betonfertigteile anhand von Momenten-Krümmungs-Beziehungen erfolgen. Die ermittelten Versuchsergebnisse sollen analytischen Untersuchungen gegenübergestellt werden, um hieraus Aussagen über die Bemessung verbundener Betonfertigteile treffen zu können. Ferner kann durch die Herstellung von Probekörpern im Rahmen der Experimente auch die baupraktische Anwendbarkeit untersucht werden.

1.3 Gliederung der Arbeit

In der vorliegenden Dissertation werden in der Einführung die Motivation und die Ziele der Arbeit vorgestellt. Im Kapitel der Grundlagen wird, nach einer kurzen Vorstellung des Werkstoffs Carbonbeton und seinen wichtigsten Eigenschaften (Abschnitt 2), in die Verbindungstechnik von Betonfertigteilen eingeführt, sowie Forschungen zu und Anwendungen von existierenden Verbindungen carbonbewehrter Bauteile aufgezeigt (Abschnitt 2.2). Die Darstellung der theoretischen Grundlagen zur Entwicklung der Verbindung für den eigenen Lösungsansatz erfolgt in Abschnitt 2.3.

Mit der Vorstellung des eigenen Lösungsansatzes für eine einfache, baupraktische und werkstoffgerechte Verbindung für Carbonbetonfertigteile beginnt in Kapitel 3 der Hauptteil der Arbeit. Es wird eine Endverankerung für stabförmige CFK-Bewehrungen in Form einer Edelstahlhülse erforscht, in der die Zugbewehrung der Fertigteile über einen expansiven Vergussmörtel verankert wird. Die Edelstahlhülse schließt mit dem Bauteilrand ab und besitzt ein Innengewinde als Kopplungspunkt mit anderen Bauteilen. Dadurch wird eine vielseitig anwendbare Bauteilverbindung geschaffen, mit der Zugkräfte zwischen Bauteilen übertragen werden.

Die Kapitel 4, 5 und 6 widmen sich den analytischen, experimentellen und numerischen Untersuchungen. Es wird zunächst die Endverankerung der stabförmigen CFK-Bewehrung in der Edelstahlhülse erforscht (Kapitel 4). Darauf aufbauend wird die Anwendung der Verbindung in Betonfertigteilen mit stabförmiger CFK-Bewehrung in Form von Balken (Kapitel 5) und in Betonfertigteilen mit flächiger CFK-Bewehrung in Form von Platten (Kapitel 6) untersucht. Die Balken werden einer reinen Momentenbeanspruchung, die Platten mit einer Momenten- und Querkraftbeanspruchung ausgesetzt, mit dem Ziel, Aussagen über das Trag- und Verformungsverhalten der Bauteile im Verbindungsbereich formulieren zu können.

Kapitel 7 fasst die wichtigsten wissenschaftlichen Erkenntnisse der Arbeit zusammen und bewertet die erzielten Ergebnisse. Die Arbeit schließt mit einem Ausblick und der Empfehlung zu weiteren Forschungsarbeiten ab.

2. Grundlagen

2.1 Carbonbeton

Carbonbeton ist ein nicht metallischer Verbundwerkstoff, der aus Beton und einer Bewehrung aus Kohlefaserverbundkunststoffen (CFK) besteht. Aufgrund der fehlenden Korrosion der Bewehrung entfällt die Betondeckung aus Gründen des Korrosionsschutzes, wie es bei Stahlbetonbauteilen maßgebend sein kann. Es können schlankere Bauteile realisiert werden, die aufgrund der nicht rostenden Eigenschaften eine längere Nutzungsdauer des Bauwerks versprechen. In Deutschland geht die Erforschung von Carbonbeton auf umfangreiche Arbeiten im Bereich des Textilbetons der vergangenen 25 Jahre zurück. Zu Beginn wurden neben CFK- auch Glasfaserbewehrungen erforscht, heute finden im Bauwesen jedoch überwiegend hochleistungsfähige CFK in Form von Gelegen, Stäben oder Seilen Anwendung. Nachfolgend sollen die Funktionsweise und die wichtigsten Eigenschaften von Carbonbeton, im Hinblick auf einen werkstoffgerechten Einsatz des Baustoffs, erarbeitet werden. Durch die breite Anwendung von Beton im Bauwesen und dem damit einhergehenden, umfangreichen Wissen zum Werkstoff wird der Fokus auf die CFK-Bewehrung gelegt.

2.1.1 Eigenschaften von CFK

Den CFK-Materialien und somit auch der CFK-Bewehrung übergeordnet sind die Faser-Kunststoff-Verbunde (FKV). Diese bieten synergetisch eine Kombination der positiven Eigenschaften von mindestens zwei Materialien, den Fasern und der Matrix. Das Faser-Matrix-System ist in Abbildung 2.1 rechts dargestellt. Die Fasern können dabei aus Glas-, Kohlenstoff-, Aramid-, Polyethylen- oder auch Naturfasern bestehen. Für die die Fasern umschließenden Matrix werden grundlegend Duroplaste, Thermoplaste und Elastomere verwendet [10, 11]. CFK liegt das Wirkprinzip der Verbundkonstruktion zugrunde: Unterschiedliche Werkstoffe werden miteinander kombiniert, sodass sich Eigenschaften ergeben, die die Einzelkomponenten alleine nicht erreichen können. Die hochfesten Kohlenstofffasern übernehmen den Lastabtrag, während die Matrix die Fasern in der vorgegebenen Position fixiert und stützt und gleichzeitig Lasten zwischen ihnen verteilt. Der Traganteil der Faser liegt somit deutlich über dem der Matrix und ist proportional zur Steifigkeit der Komponenten. Daher muss der Fasermodul deutlich über dem des Matrixmodul liegen [1].

Die CFK-Fasern werden industriell gefertigt und bestehen aus kohlenstoffhaltigen Ausgangsmaterialien, die durch chemische Reaktionen in grafitartig angeordneten Kohlenstoff umgewandelt werden. Sie werden in einem Temperaturbereich von 1000–2000 °C hergestellt bzw. behandelt. Der Kohlenstoffgehalt liegt zwischen 92,0 und 99,9 Gew.-%. Die Fasern besitzen zweidimensionale Grafitstrukturen [10]. Grafit ist aus einzelnen Schichten aufgebaut und besteht aus Kohlenstoffketten in Faserlängsrichtung.

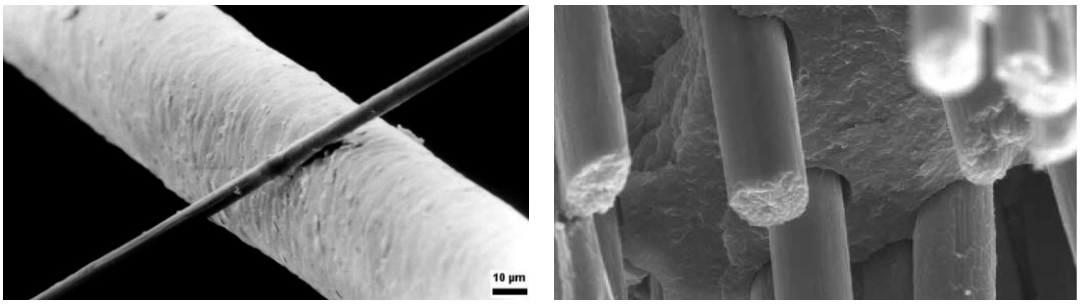


Abbildung 2.1: Vergleich CFK-Faser – menschliches Haar (links) aus [12]; Faser-Matrix-System (rechts) aus [13]

Die hohe Festigkeit in Faserrichtung resultiert dabei aus der starken kovalenten Bindung der Kohlenstoffatome des Grafits. Quer zu den einzelnen Schichten des Grafits wirken wesentlich schwächere Van-der-Waals-Kräfte, woraus die stark anisotropen Eigenschaften der Fasern resultieren [14]. Zur Herstellung der Fasern wird zu über 90,0 % Polyacrylnitril (PAN) verwendet, das aufgrund von dessen Anwendung in der Textilindustrie günstig in der Anschaffung ist. Daneben können zur Herstellung auch Pech oder Cellulose als Ausgangsmaterialien verwendet werden. Kohlenstofffasern sind sehr leicht, ihre Dichte von $\rho_{cf} \approx 1{,}8$ g/cm³ liegt bspw. deutlich unter der von Glasfasern mit $\rho_{gf} \approx 2{,}54$ g/cm³ [1]. Die Fasern werden üblicherweise anhand ihrer Steifigkeit in folgende Klassen unterteilt [10]:

- HT-Fasern: High Tenacity (hochfest), C-Gehalt 92,0–96,0 Gew.-%, Standardtyp;
- HM-Fasern: High Modulus (Hochmudolfasern), C-Gehalt 99,0 Gew.-%;
- UHM-Fasern: Ultra High Modulus, C-Gehalt > 99,0 Gew.-%.

In der Literatur sind zusätzlich auch Unterteilungen in IM-Fasern (Intermediate Modulus; höheres Modul als Standardtyp) und ST-Fasern (Super Tenacity, höhere Festigkeit als HT) zu finden [1]. Tabelle 2.1 zeigt die Elastizitätsmoduln quer und längs zur Faserrichtung und die Zugfestigkeiten der genannten Fasern. Es ist ersichtlich, dass Carbonfasern mit einer hohen Steifigkeit geringere Werte in der Zugfestigkeit erreichen und umgekehrt. Die HT-Fasern werden aus Kostengründen für fast alle Anwendungen im Bauwesen und im Sportgeräte-, Flugzeug- und Fahrzeugbau verwendet. Für spezielle Anwendungen beispielsweise in der Raumfahrttechnik werden auch andere Fasern benötigt [14].

Tabelle 2.1: E-Modul und Zugfestigkeit unterschiedlicher Carbonfasern nach [14]

Eigenschaft [-]	HT-Faser [MPa]	HM-Faser [MPa]	UHM-Faser [MPa]	ST-Faser [MPa]
Elastizitätsmodul $E_{\parallel}$	230 000	392 000	450 000	245 000
Elastizitätsmodul $E_{\perp}$	28 000	15 200	-	-
Zugfestigkeit F	3430	2450	2150	4510

Die Einzelfaser (Filament) hat einen Durchmesser von ca. 7,0 µm und ist damit um den Faktor 10 dünner als ein menschliches Haar (Abbildung 2.1 links). Die Herstellung erfolgt nicht in einzelnen Filamenten, sondern als Garn, wobei der Herstellungsprozess einen entscheidenden Einfluss auf die Steifigkeit und Festigkeit der Garne hat. Die Dicke der Garne wird üblicherweise in tex (g/km) oder anhand der Filamentanzahl angegeben. 1000 Filamente entsprechen dabei der Einheit 1,0 k. Feine Garne enthalten 1000–6000 (1,0–6,0 k) Filamente, schwere Garne hingegen 24,0–60,0 k [14].

Für die die Fasern umschließenden polymeren Matrixsysteme kommen Duroplaste, Thermoplaste oder Elastomere in Betracht. Der Unterschied liegt in ihrem molekularen Aufbau, wobei bei Duroplasten die Molekularketten chemisch miteinander verbunden sind (Abbildung 2.2b). Sie bilden ein dichtes, engmaschiges und dreidimensionales Netz, sodass ein hartes und sprödes Gefüge entsteht. Eine Wärmezufuhr reicht nicht aus, um die Molekülketten zu lösen. Anders verhalten sich Thermoplaste, die aus linearen, z. T. verzweigten Kohlenstoffketten bestehen, die jedoch nicht chemisch gebunden sind. Sie werden durch schwache physikalische Kräfte zusammengehalten (Abbildung 2.2a). Diese sogenannten Nebenvalenzketten werden unter einer Wärmezufuhr wieder gelöst, wodurch ein erneutes Verformen möglich ist. Thermoplaste sind vergleichsweise Widerstandsfähig gegen die Ausbreitung von Rissen im Material, einige sind schweiß- und recyclebar. Elastomere wiederum bilden ein weitmaschiges Netz, das nur an einigen Stellen miteinander verbunden ist (Abbildung 2.2c). Dadurch zeichnen sie sich durch hohe Dehnwerte aus. Ebenso wie Duroplaste sind Elastomere nicht schmelzbar [15].

a) Thermoplast b) Duroplast c) Elastomer

Abbildung 2.2: Matrixsysteme und ihre Molekülketten aus [15]

Die Matrix fixiert die Faser in der gewünschten geometrischen Anordnung und verhindert eine traglastmindernde Reibung zwischen den Fasern. Gleichzeitig erfolgt die Lastverteilung zwischen den Fasern durch die Matrix. Bei Duroplasten werden vorwiegend Epoxidharze, ungesättigte Polyesterharze und Vinylesterharze verwendet. Bei Thermoplasten eigenen sich besonders Polypropylen, Polyetheretherketon (PEEK) und Polyethylentherephtalat (PET) [1].

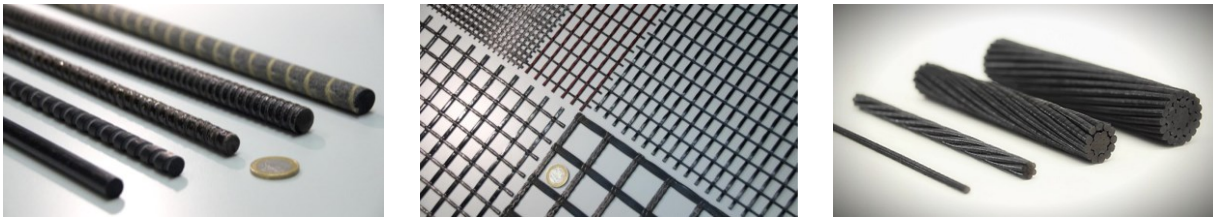


Abbildung 2.3:links: CFK-Stabbewehrung aus [16]; Mitte: CFK-Gelegebewehrung aus [16]; rechts: CFK-Seil aus [17]

Im Bauwesen kommt CFK vorwiegend in Form von Stäben, Gelegen als Bewehrung, in Form von Seilen oder als Lamelle zur Tragwerksverstärkung zur Anwendung. Abbildung 2.4 gibt eine Übersicht über die Festigkeiten und die dazugehörigen Bruchdehnungen vom am Markt erhältlichen CFK-Bewehrungen und Seilen (TokyoRope Tendons) im Vergleich zu Bewehrungsstahl B500B und Spannstahl ST 1600/1860. CFK-Gelege bewegen sich mit ihrer Steifigkeit im Bereich von Bau- und Spannstahl, erreichen jedoch aufgrund des linear-elastischen Materialverhaltens in Kombination mit ihren Festigkeitswerten wesentlich geringere Bruchdehnungen. Die Elastizitätsmoduln von CFK-Bewehrungsstäben variieren wesentlich stärker und liegen in einem Bereich zwischen 61–160 GPa. Gegenüber den Gelegen werden zwar leicht erhöhte Bruchdehnungen erreicht, jedoch bleiben diese ebenfalls hinter denen von Bau- und Spannstahl zurück.

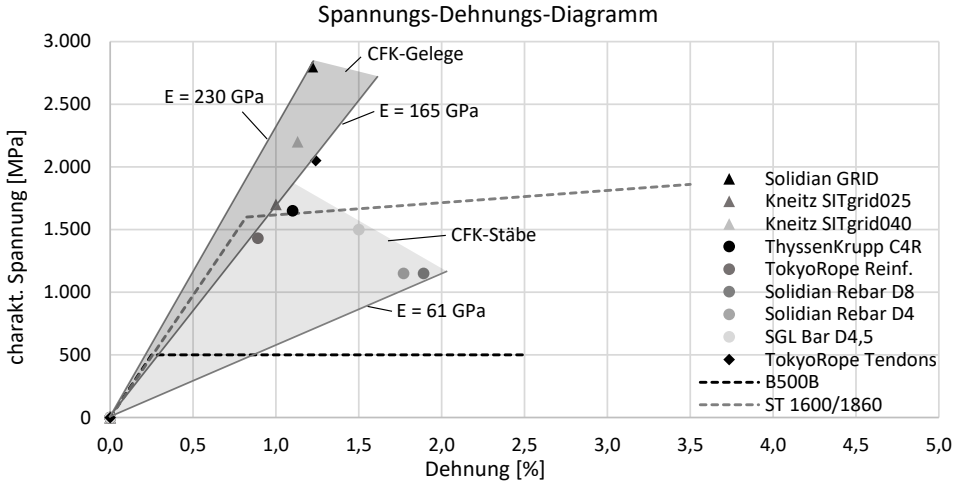


Abbildung 2.4: Gegenüberstellung der Materialeigenschaften verschiedener CFK-Bewehrungen nach Herstellerangaben

2.1.2 Werkstoffgerechtes Konstruieren mit CFK-Zuggliedern

Das werkstoffgerechte Konstruieren bezieht die Materialeigenschaften der einzelnen Bauteilkomponenten in den Planungsprozess mit ein. Beim Substituieren der Stahlbewehrung durch eine CFK-Bewehrung als Zugkraftkomponente im Beton, müssen demzufolge die Materialeigenschaften der CFK-Bewehrung mitberücksichtigt werden. Auf Grundlage der in Abschnitt 2.1.1 beschriebenen Eigenschaften können nachstehende Unterschiede der CFK-Bewehrung zur Stahlbewehrung festgestellt werden:

- hohe Zugfestigkeit in Faserrichtung,
- vergleichsweise geringe Bruchdehnung,
- linear-elastisches Materialverhalten,
- Korrosionsbeständigkeit,
- geringe Festigkeit bei Druckbeanspruchungen und Beanspruchungen quer zur Faserrichtung.

Eine werkstoffgerechte Beanspruchung der CFK-Bewehrungen und -Seile erfolgt aufgrund ihrer anisotropen Eigenschaften in Faserrichtung als Zugbeanspruchung. Querbeanspruchungen können deutlich schlechter abgetragen werden, da hier hauptsächlich die Matrix den Lastabtrag übernimmt. Dadurch kommt es frühzeitig zum Versagen, bevor die CFK-Fasern ihr Potenzial beim Abtragen von Zugspannungen ausschöpfen können. Dementsprechend eignen sich CFK-Bewehrungen vorwiegend für hauptsächlich zugbeanspruchte Bauteilbereiche, wie sie bei biegebeanspruchten Bauteilen vorkommen. Durch eine Vorspannung der Biegezugbewehrung kann ein hoher Ausnutzungsgrad dieser Bewehrung bei gleichzeitig geringen Bauteilverformungen erreicht werden. CFK-Querkraftbewehrungen in Form von z. B. Bügeln sind realisierbar, jedoch aufgrund der auftretenden Querspannungen weniger effizient und nicht werkstoffgerecht. Die hohen Festigkeitswerte in Kombination mit den E-Moduln (vgl. Abbildung 2.4) erfordern hohe Dehnungen der Bewehrung, um die vollen Traglasten ausschöpfen zu können. Ein effizienter Einsatz der CFK-Bewehrung ist daher besonders bei vorgespannten Systemen gegeben. Dadurch werden im Vergleich zu nicht vorgespannten Tragwerken geringere Verformungen bei gleichzeitig höherer Auslastung der CFK-Bewehrung erzielt, was sich positiv auf den Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit auswirkt. Die Vorspannung kann dabei im sofortigen oder im nachträglichen Verbund bzw. ohne Verbund erfolgen [7, 8, 16]. Durch die fehlende Korrosion der CFK-Bewehrung ist eine Betondeckung lediglich für die Verbundtragwirkung notwendig. Eine Betonschicht als Korrosionsschutz entfällt.

2.2 Verbindungen von Betonfertigteilen

Die Betonfertigteilbauweise impliziert die Verwendung von einzelnen, vorgefertigten Bauteilen, die in einem späteren Arbeitsschritt zu einem Gesamttragwerk verbunden werden. Dadurch werden die Bauzeit verkürzt und in dessen Folge Kosten gespart [3]. Jedoch erfordern diese getrennten, konsekutiven Prozesse eine gute Planung und Bemessung der Knotenverbindungen, denn nur dann können die Vorteile gegenüber der Ortbetonbauweise (vgl. Abschnitt 1) voll ausgeschöpft werden. Dabei müssen neben den wirkenden Kräften auch die verwendeten Materialien und deren Eigenschaften berücksichtigt werden.

Für den Stahlbetonbau existiert eine große Bandbreite an Möglichkeiten zum Verbinden verschiedener Bauteile, die entsprechend den zu übertragenden Kräften und/oder Momenten optimiert sind. Die isotropen Materialeigenschaften des Stahls sind dabei von Vorteil, können doch Normal- und Schubspannungen gleichermaßen ab- und übertragen werden. Gleichzeitig führt das Plastizieren der Bewehrung und der Stahlverbindungselemente zu einem duktilen Bauteilverhalten und ermöglicht die Versagensankündigung auch in Knotenbereichen von Fertigteilen und zudem Kraftumlagerungen bei statisch unbestimmten Systemen [18]. Wie in Kapitel 2 gezeigt wurde, unterscheiden sich die Materialeigenschaften textiler Bewehrungen jedoch zum Teil erheblich von denen der herkömmlichen Stahlbewehrung. Es liegt ein anisotropes, rein elastisches Materialverhalten vor. Die bekannten Bauteilverbindungen können somit nicht direkt auf die Carbonbetonbauweise übertragen, sondern müssen werkstoffgerecht auf die neue Bauweise übersetzt werden.

In Deutschland sind Verbindungen nach der DIN EN 1992-1-1 [19] zusammen mit dem nationalen Anhang [20] so zu bemessen, dass sie unter Einwirkung aller ständigen und veränderlichen Beanspruchungen tragfähig sind und den Anforderungen an die Gebrauchstauglichkeit erfüllen. Dazu zählen auch außergewöhnliche Beanspruchungen des Tragwerks durch Bauwerkssetzungen, Erdbeben und Brandlastfälle [5]. Die Bemessung einer Verbindung sollte sowohl den Kraftfluss in der Verbindung selbst, als auch in den angrenzenden Bauteilen berücksichtigen, um ein effizientes und materialsparendes Konstruieren zu ermöglichen. Große Kraftumlenkungen sollten vermieden werden, um zusätzlicher Bewehrung für entstehende Querzugspannungen vorzubeugen [21]. Imperfektionen sind zu berücksichtigen und eine einfache Montage muss gewährleistet werden. Gleichzeitig sollte die Verbindung nach der Montage sofort tragfähig und standsicher sein, da Hilfskonstruktionen oft unwirtschaftlich sind [5].

Verbindungen können anhand ihrer Kraftübertragung unterteilt werden. Es wird zwischen Druck,- Scher,- und Zugkraftübertragungen unterschieden, wobei oft eine Kombination dieser Kräfte in der Verbindung wirkt. Für Carbonbetonfertigteile existieren bisweilen nur sehr wenige Forschungsarbeiten und Praxisbeispiele. Aus diesem Grund werden trotz der unterschiedlichen Materialeigenschaften zwischen Stahl und Carbon nachstehend einige typische Bauteilverbindungen und deren Eigenschaften aus dem Stahlbetonbau aufgezeigt. Diese werden durch Forschungen und Praxisbeispiele aus der Carbonbetonbauweise ergänzt.

2.2.1 Druckverbindungen

Zum Abtrag von Eigengewicht und Verkehrslasten muss jedes Betonfertigteil an einer oder mehreren Stellen gelagert sein. Meist sind es hier Druckspannungen, die die vertikal wirkenden Bauteilbeanspruchungen über die Lager abtragen. So finden sich in jedem Bauwerk Druckverbindungen, die neben den

Druckspannungen oft auch Schubspannungen und Spannungen aus Momentenbeanspruchungen übertragen.

Abbildung 2.5 zeigt typische Bereiche von Druckkraftverbindungen eines mit Fertigteilen konstruierten Stahlbetonskelettbaus. Eine detaillierte Darstellung mit der Bewehrungsführung im Querschnitt findet sich in Abbildung 2.6.

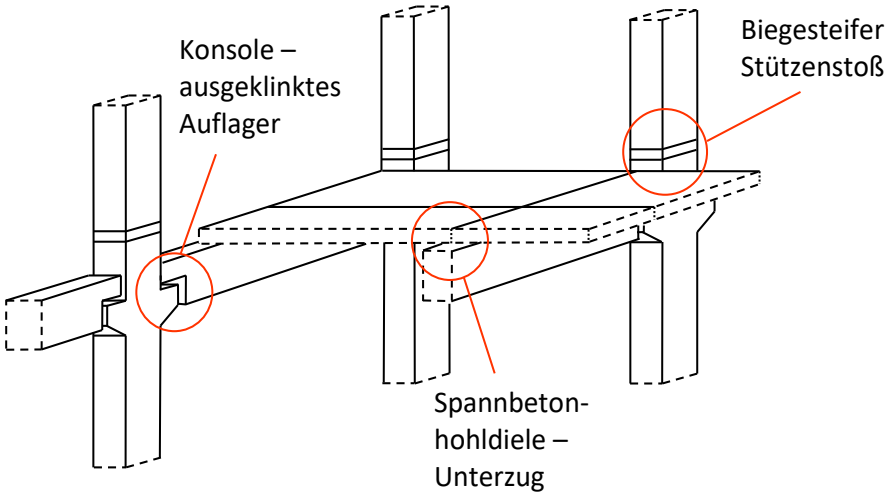


Abbildung 2.5: Typische druckkraftbeanspruchte Verbindungsstellen der Skelettbauweise aus Betonfertigteilen nach [21]

Die gezeigten Verbindungen sind als Ausführungsbeispiele zu verstehen und können in Abhängigkeit der wirkenden Kräfte und der anschließenden Bauteile (z. B. PI-Platte oder vorgespannte Hohldielen) in ihrer konstruktiven Durchbildung variieren.

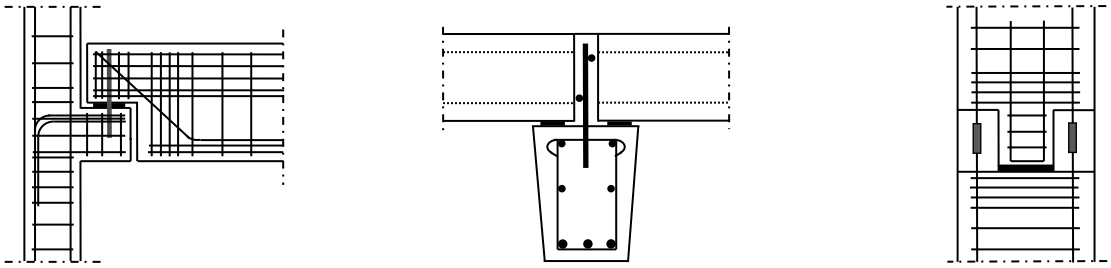
Das ausgeklinkte Auflager (Abbildung 2.6a) ist ein Standarddetail im Stahlbeton- und Spannbetonfertigteilbau. Es wird bei der Auflagerung von Pfetten auf Binder, Unterzügen auf Konsolen oder auch bei der Auflagerung der Stege von PI-Platten ausgeführt und ermöglicht die Verringerung der Bauhöhe. Die Unterkante der Konsole schließt meist mit der des Fertigteils ab und ist dadurch nicht als separates Konstruktionselement sichtbar. Die Bemessung von ausgeklinkten Auflagern kann mit der Methode der Stabwerkmodelle erfolgen, bei der der Tragfähigkeitsnachweis nach dem ersten (unteren) Grenzwertsatz der Plastizitätstheorie geführt wird. Es haben sich zwei Stabwerkmodelle etabliert, die durch Überlagerung eine ausreichende Tragfähigkeit und Gebrauchstauglichkeit gewährleisten [22].

Die Auflagerung von Trägern und Platten ohne Ausklinkung auf Abfangträgern (Abbildung 2.6b) erfolgt ähnlich der Lagerung des ausgeklinkten Auflagers. Zur Spannungsverteilung werden ebenfalls Elastomerlager verwendet. Je nach Ausführung können Schubspannungen im Auflagerbereich durch z. B. Schubdorne übertragen werden.

Verbindungen von Stützen sind überwiegend druckbeansprucht. Jedoch können, durch das Gesamttragwerk angreifende Horizontalkräfte aus z. B. Wind, Scher- und Zugbeanspruchungen (durch Momente) in der Verbindung entstehen. Aus diesem Grund müssen im Stahlbetonbau Bewehrungseisen oder andere Stahleinbauteile die Verbindung durchlaufen. Die Druckkraft wird sowohl durch den Be-

ton als auch durch die die Verbindung durchlaufende Bewehrung abgetragen. Dabei kann die Bewehrung aufgrund ihrer im Vergleich zum Beton wesentlich höheren Steifigkeit, einen signifikanten Anteil zum Lastabtrag beitragen.

Weitere Beispiele zur konstruktiven Durchbildung verschiedener Bauteilverbindungen im Stahlbetonbau finden sich bspw. in LEONHARDT [23], TILLMANN [5], HOLLY [24] oder im CEB FIB BULLETIN 43 [21].



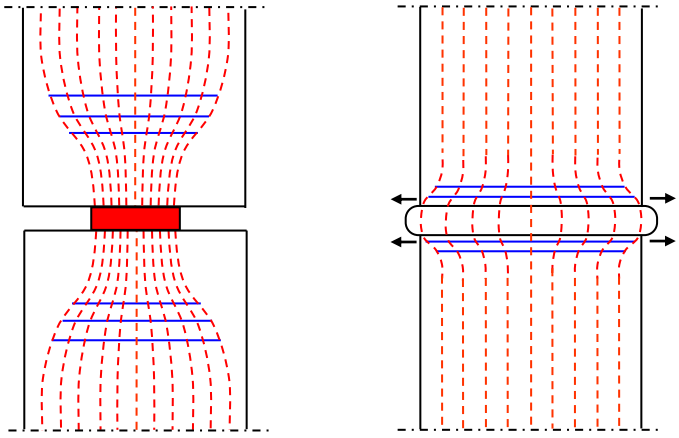
a) Konsole – ausgeklinktes Auflager

b) Spannbeton-Hohlplatten – Unterzug

c) Biegesteifer Stützenstoß mit Schraubverbindung

Abbildung 2.6: Beispiele einer möglichen konstruktiven Durchbildung von Verbindungen verschiedener Bauteile nach TILLMANN *[5]*

Allgemein können Druckverbindungen über Druckfugen oder Lager erfolgen. Hierzu finden sich konstruktive Hinweise in der DIN EN 1992-1-1 [19]. Werden Druckverbindungen über einer trockenen Lagerfuge realisiert, ist die durchschnittliche Lagerpressung auf $0{,}3 \cdot f_{cd}$ zu begrenzen. Diese Variante ist allerdings weniger verbreitet. Bei Druckverbindungen wird oft ein Fugenmaterial (Elastomerlager, Fugenmörtel etc.) verwendet, um Spannungsspitzen durch einen Formschluss vorzubeugen und somit eine gesicherte Kraftübertragung zu gewährleisten [5]. Finden druckbeanspruchte Lager Anwendung, sind diese im europäischen Raum in der Norm DIN EN 1337 Teil 1–11 [25] geregelt. Beim Konstruieren mit Fugenmörtel oder Lagern sind die Steifigkeiten der Fertigteile und des Fugenmaterials zu beachten.



a) Konzentriertes Lager

b) Fuge mit weichem Fugenmaterial

Abbildung 2.7: Querzugspannungen in druckbeanspruchten Verbindungen nach DIN EN 1992-1 *[19] und* BACHMANN *[26]*

Liegt die Dehnsteifigkeit EA der Fertigteile über der des Fugenmaterials, kommt es unmittelbar in der Umgebung der Verbindung zu Querzugsspannungen auf Grund der größeren Ausdehnung des Fugenmaterials (Abbildung 2.7b). Bei einem konzentrierten Lager mit einer erhöhten Dehnsteifigkeit des Fugenmaterials entstehen Umlenkkräfte im Fertigteil, die ebenfalls zu Querzugspannungen führen (Abbildung 2.7a).

Ein gutes Beispiel für die Anwendung von Druckverbindungen bei Carbonbetonbauteilen sind Trapezplatten, die als Dachelemente für eine Garage mit Infraleichtbetonwänden eingesetzt wurden (Abbildung 2.8 rechts). Die Verbindung erfolgte durch das Auflegen der 8,71 m langen Faltwerke auf ausgeklinkten Auflagern. Zwischen Wand und Dachelement sind zur besseren Kraftverteilung und zur Vermeidung von Spannungsspitzen Elastomerstreifen angebracht (Abbildung 2.8 links) [7].

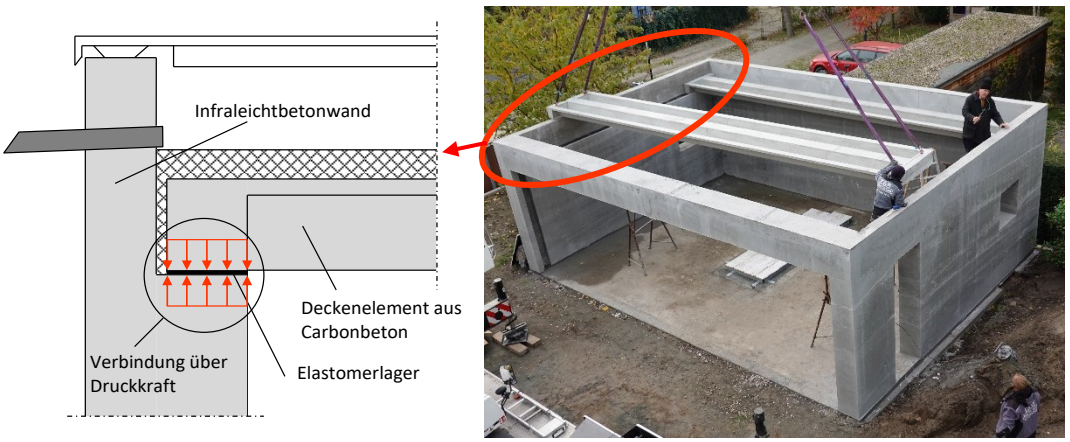


Abbildung 2.8: Querschnittsdetail der Druckverbindung einer Garage mit Faltwerken aus Carbonbeton (links) nach [27]; Druckverbindung zwischen Carbonbetonfaltwerk und ILC-Wand im Bauzustand (rechts)

Auch bei den Stuttgarter Holzbrücken, die anlässlich der Landesgartenschau im Remstal errichtet wurden, finden sich druckbeanspruchte Verbindungen [28]. Zum Einsatz gekommen sind Carbonbetonbelagsplatten, die direkt von Fußgängern, Radfahrern und einem Dienstfahrzeug befahren werden. Die in Brückenlängsrichtung einaxial spannenden Platten liegen auf quer zur Brückenachse verlaufenden Stahlholprofilen auf [29].

Abbildung 2.9. Stuttgarter Holzbrücke unter Verwendung von Carbonbeton als Gehwegplatten aus [29]

2.2.2 Schubverbindungen

In Schubfugen werden Spannungen zwischen Betonfertigteilen durch Reibung an den Bauteiloberflächen, durch Schubverzahnung an profilierten Bauteiloberflächen oder durch die Bewehrung in Form von z. B. Schubdornen übertragen [21]. Der Übergang zwischen einer Schubspannungsübertragung durch Reibung oder Verzahnung ist dabei fließend und abhängig von der Rauheit der Oberfläche. Die DIN EN 1992-1 [19] klassifiziert Oberflächen in sehr glatt, glatt, rau und verzahnt. Je nach Rauheit, die durch die Beiwerte c = 0,025 bis 0,40 und μ = 0,50 bis 0,90 in [19] quantifiziert wird, überwiegt der Mechanismus Reibung respektive Verzahnung zur Spannungsübertragung.

$$R_m = \frac{1}{l} * \int_0^l \left| y(x) - \bar{y} \right| * dx \qquad \textit{Gl. 2.1}$$

mit:

$$\bar{y} = \frac{1}{l} * \int_0^l y(x) * dx \qquad \textit{Gl. 2.2}$$

l	=	betrachtete Länge
y(x)	=	Profilhöhe des Bauteils an Stelle x

Der CEB FIB MODEL CODE [30] gibt verschiedene Möglichkeiten zur Quantifizierung der Rauheit. Die mittlere Erhöhung R_m einer Oberfläche über das betrachtete Differential dx nach Gl. 2.1 und Abbildung 2.10 wird als meistverwendeter Wert zur Beschreibung der Rauheit genannt.

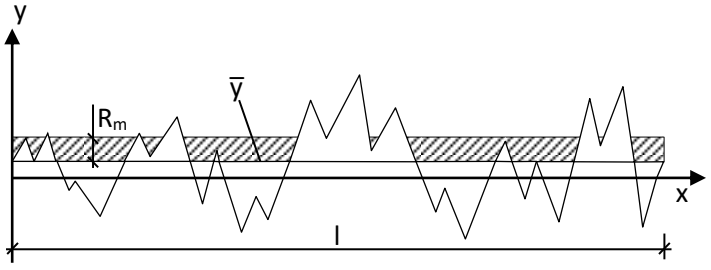


Abbildung 2.10: Mittlere Erhöhung R_m einer Oberfläche nach [30]

Zur Spannungsübertragung durch Reibung muss eine Druckspannung vorhanden sein. Diese kann durch das Eigengewicht von Bauteilen entstehen (Abbildung 2.11a). Ferner kann durch Bewehrungsstäbe, die die Schubfuge kreuzen, eine Druckspannung entstehen, wenn eine Relativverschiebung s zwischen zwei Bauteilen vorliegt (vgl. Abbildung 2.11b und c). Beim letztgenannten Fall steht die Zugspannung σ_s in der Bewehrung, erzeugt durch einen Versatz u der betrachteten Bauteile, im Gleichgewicht mit der über die Schubverbindung wirkenden Druckspannung σ_{cs} (vgl. Abbildung 2.11b und c) [21].

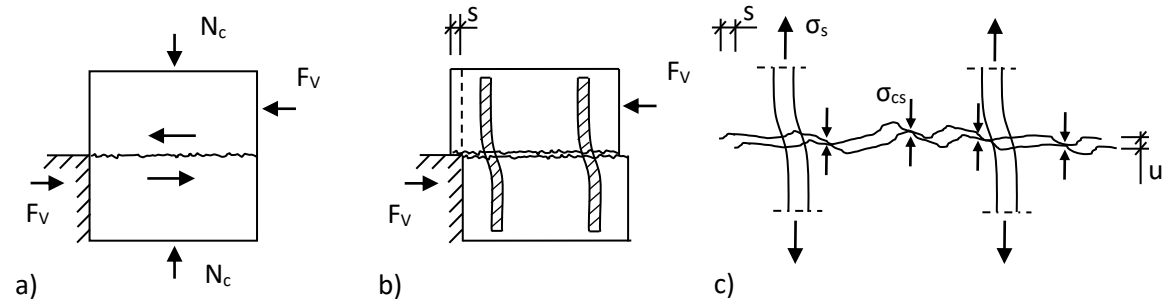


Abbildung 2.11: Übertragung von Schubspannung über Reibung und eine Druckkraft, hervorgerufen durch eine orthogonal wirkende Normalkraft N_c (a); und durch die Fuge kreuzende Bewehrung (b) und (c); nach [21]

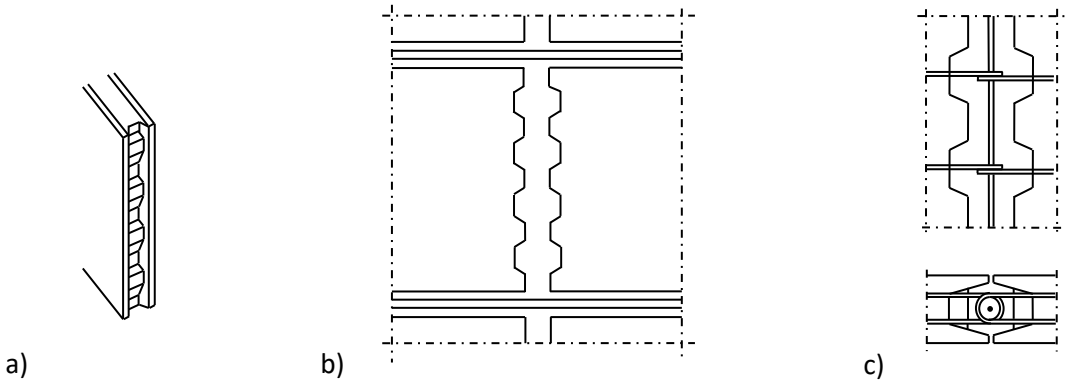
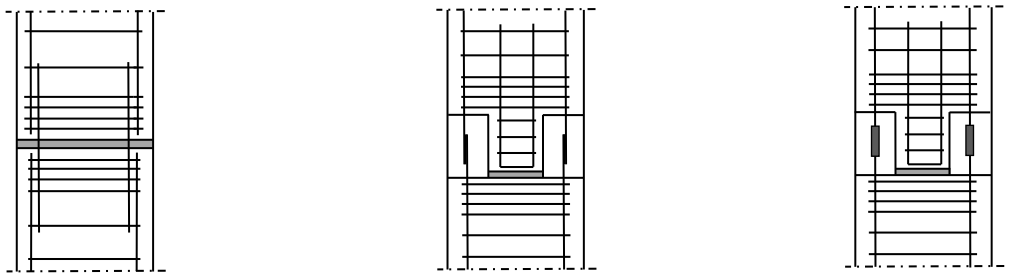


Abbildung 2.12: Schubverbindung durch Verzahnung zwischen zwei Wandelementen: stirnseitige Oberflächenprofilierung (a); Anzischt mit angrenzender Bewehrung ober- und unterhalb der Wandelemente (b); Bewehrungsführung gegen das Lösen der Verbindung (c) nach [21]

Werden Schubspannungen durch eine Verzahnung übertragen, besitzen die Betonfertigteile eine Profilierung ihrer Oberfläche, die durch entsprechend geformte Betonschalungen im Herstellungsprozess erzeugt wird. Solche verzahnten Verbindungen werden bei Wandelementen verwendet (Abbildung 2.12). Die Betonzähne verhindern ein Verschieben der Bauteile zueinander und tragen hierdurch bei Wandelementen zur Gebäudesteifigkeit bei. Dem Lösen der Verbindung ist durch die Anordnung von übergreifender Bewehrung entgegenzuwirken (Abbildung 2.12c).

2.2.3 Zugverbindung

Bei Zugverbindungen ist grundsätzlich davon auszugehen, dass der Beton gerissen ist und die Zugkraftübertragung zwischen den Bauteilen konzentriert über die Bewehrung erfolgt. Die Aufgabe des konstruierenden Ingenieurs ist es, die Bewehrungen auf möglichst direktem Wege zu verbinden und somit große Kraftumlenkungen zu vermeiden. Im Stahlbetonbau erfolgt das Verbinden der Bewehrung oft durch das Verschweißen, durch Muffen- oder Übergreifungsstöße (vgl. Abbildung 2.13).



a) Übergreifungsstoß b) Schweißverbindung c) Muffenverbindung

Abbildung 2.13: Verbindungen von Stahlbewehrung am Beispiel eines biegesteifen Stützenstoßes nach [5]

Das Verbinden von CFK-Materialien gestaltet sich im Vergleich zu Stahl aufgrund der inhomogenen Eigenschaften weitaus schwieriger. Zwar steht allgemein eine Vielzahl an Verbindungsmöglichkeiten des Stahlbetonbaus zur Verfügung, sind diese so jedoch nur bedingt auf die CFK-Bewehrungen im Bauwesen anwendbar.

Verbindungstechniken für CFK-Materialien lassen sich in mechanische und thermische Verfahren unterscheiden. Ferner kann eine Einteilung in lösbare und nicht lösbare Verbindungen erfolgen. Während für duroplastische CFK nur mechanische Verfahren anwendbar sind, können für thermoplastische CFK auch thermische Verfahren angewendet werden [10].

Zum Verbinden von duroplastischen CFK wird hauptsächlich das Nieten oder das Kleben verwendet. Klebeverbindungen eignen sich besonders für dünnwandige, flächige Strukturelemente. Es sind große Klebflächen notwendig, da die Festigkeit der Klebung meist geringer ist als die der Fügepartner. Das Grundprinzip des Klebens beruht auf der Oberflächenhaftung des Klebstoffes auf den Fügepartnern durch Adhäsion und der inneren Festigkeit des Klebstoffes durch Kohäsion zum Übertragen der Lasten [1].

Bolzenverbindungen umfassen sowohl Niet- als auch Schraubverbindungen. Sie gehören zu den klassischen Verbindungstechniken und finden besonders im Flugzeugbau Anwendung. Sie eignen sich besonders zum Fügen von flächigen und relativ dickwandigen, hochbelastete Strukturkomponenten [1]. Im Gegensatz zu Klebeverbindungen sind konventionelle Bolzenverbindungen wegen der Unterbrechung des Faserverlaufs keine werkstoffgerechten Verbindungselemente [10].

Für thermoplastische CFK steht neben den beiden genannten Verfahren auch eine Vielzahl an Schweißverfahren zur Verfügung [10]. Schweißen erfolgt durch Kontaktierung der zu fügenden Oberflächen, Eliminierung der Grenzflächen durch Interdiffusion der Makromoleküle und anschließende Konsolidierung. Zur Ausbildung der Fügenahtfestigkeit sind dabei die Mechanismen inniger Kontakt und Autohäsion verantwortlich [10].

Die genannten Verfahren sind zum Verbinden von zugbeanspruchten Bewehrungen im Bauwesen weniger geeignet. Das Kleben und Schweißen erfordert Verbindungsflächen frei von Verunreinigungen, die beim Verbinden von Fertigteilen auf der Baustelle in der breiten Anwendung nicht vorzufinden sind. Gleichzeitig sind alle genannten Verfahren vorwiegend für flächige CFK-Strukturen ausgelegt. Im Bauwesen finden zwar flächige Bewehrungen in Form von Gelegen Anwendung, sind diese so aber aus einzelnen Schuss- und Kettrovings zusammengesetzt. Dennoch finden sich einige Forschungsarbeiten, in denen das Verbinden CFK-bewehrter Fertigteile untersucht wurde.

SEDLACEK ET AL. [31] und FELDMANN [32] untersuchten im Rahmen des Sonderforschungsbereichs 532 der DFG punktförmige, lösbare Verbindungen textiler Betonbauteile. Dabei lieferte die Untersuchung der in Abbildung 2.14 zu sehenden hybriden Lösung die besten Ergebnisse. Als Bewehrung der Bauteile wurde AR-Glas- und Carbongelege verwendet. In eine im Bauteil nachträglich eingelassene Bohrung wird eine Kragenhülse eingesetzt und durch einen Klebstoff auf Epoxidharzbasis mit der Betonoberfläche verklebt. Die Kragenhülse dient dabei der besseren Lastverteilung im Bereich der Verbindung, da die Verwendung eines einfachen Bolzens zu einer sehr konzentrierten Lasteinleitung und einer dadurch verminderten Tragfähigkeit führt.

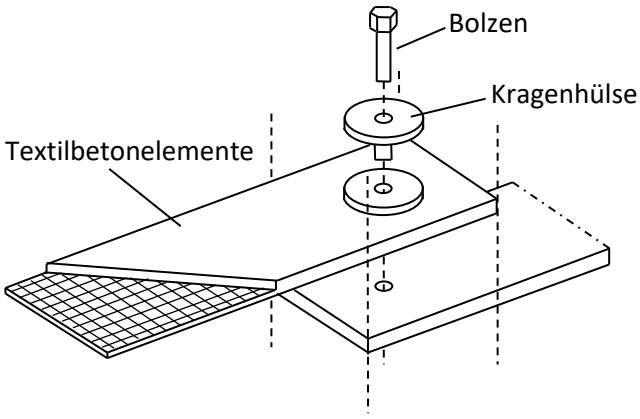


Abbildung 2.14: Punktförmige lösbare Verbindung für textilbewehrte Bauteile nach [32]

In den experimentellen Untersuchungen wurde der Randabstand der punktförmigen Verbindung zwischen 20, 30, 40 und 80 mm variiert. Die Probe mit einem Randabstand von 80 mm erreichte 100 % der Traglast des Referenzkörpers. Auf Grundlage der Versuchsergebnisse konnte ein Berechnungsmodell entwickelt werden [32].

Die Untersuchungen von PIEGELER ET AL. [33] hatten zum Ziel, Verbindungsgeometrien für ebene, AR-Glas-bewehrte Betonbauteile auf Basis der Klebtechnik zu entwickeln. Es wurden zwei unterschiedliche Lösungsansätze gewählt. Im ersten Ansatz wurde zum Verbinden der Bauteile die Bewehrung über ein Betoninlay verklebt. Dabei wird ein flächiges Betonbauteil (Betoninlay), an dessen Oberfläche die Bewehrung freiliegt, auf die zu verbindende, ebenfalls freiliegende Bauteilbewehrung aufgeklebt. (vgl. Abbildung 2.15).

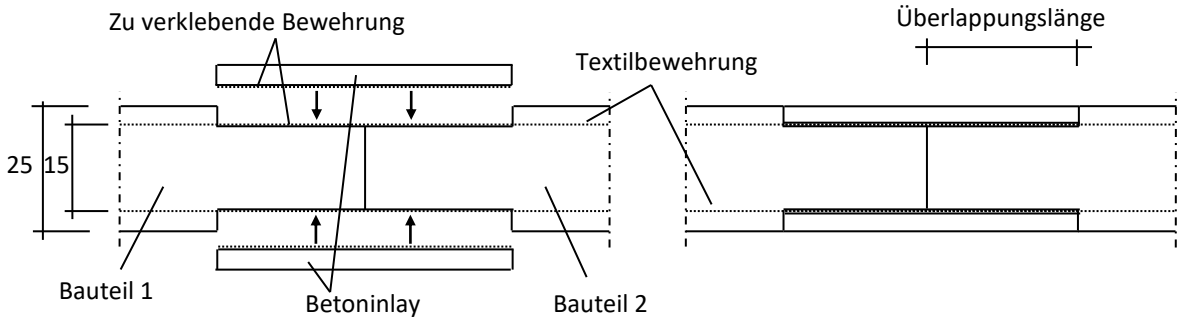
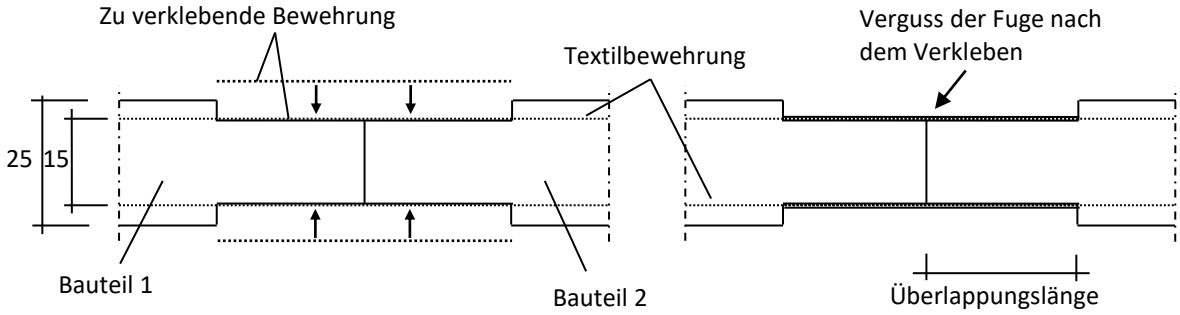


Abbildung 2.15: Verbinden zweier Bauteile durch das Verkleben eines Betoninlays nach [33]

Die zweite Variante realisiert die Verbindung durch das Verkleben der an der Aussparung der Bauteile freiliegenden Bewehrung mit einem weiteren Gelege. Erst nach dem Verkleben wird die Fuge durch einen Betonverguss aufgefüllt (vgl. Abbildung 2.16).



a) Vor dem Verbinden b) Nach dem Verbinden

Abbildung 2.16: Verbinden zweier Bauteile durch das Verkleben der Bewehrung mit nachträglichem Verguss nach [33]

Die experimentellen Untersuchungen umfassten Zug- und Biegeversuche, wobei die Ergebnisse mit einem Referenzbauteil ohne Verbindung verglichen wurden. Die Biegeversuche beschränken sich jedoch bisher nur auf die Variante des Betoninlays (Abbildung 2.15). Die Zugversuche führten zum Schluss, dass der Lösungsansatz mit einem nachträglichen Verguss vielversprechendere Ergebnisse liefert. Die Referenzlast im Zugversuch konnte bei einer Überlappunsglänge von 50 und 60 mm erreicht werden. Die Verbindung mittels Betoninlay erreichte ca. 60 % der Referenzlast. Im Biegeversuch wiederum ist ein Versagen der Probe bei 85 % der Referenzlast eingetreten. Auch wenn die Referenzlast in den Zugversuchen zumindest von einer Variante erreicht wurde, erwies sich nach PIEGELER ET AL. [33] die Herstellung unter Laborbedingung bereits als schwierig. Kleine Unebenheiten führten zu keiner vollflächigen Verklebung.

KOHLMEYER ET AL. [34] erforschten das Verkleben von dünnwandigen, filigranen Betonfertigteilen. Die geringe Oberflächenhaftzugfestigkeit des Betons ist ein Schwachpunkt solcher Verbindungen. Um eine Überbeanspruchung der Fugen zu vermeiden, wurde die Vergrößerung der Fugenfläche durch entsprechende Fugengeometrien als Ansatz gewählt. Durch die vergrößerte Fläche wird die Zugspannung in der Fuge verringert. Als Klebstoff wurde ein hochfester, mineralischer Mörtel mit einer zentrischen Zugfestigkeit von f_{ctm} = 10,9 MPa verwendet. Zwar kamen in der Untersuchung ausschließlich Stahlbewehrungen zum Einsatz, können diese aber aufgrund der Bauteilgeometrien mit Dicken von 30 mm dennoch auf carbonfaserbewehrte Bauteile übertragen werden. Hier müssten allerdings die wesentlich höheren Festigkeiten der Carbonbewehrung und die damit verbundenen höheren Beanspruchungen auf die Fugen in weiteren Untersuchungen überprüft werden. Die Keilzinkenverbindung zeigte das beste Tragverhalten auf. Es konnte ein duktiles Versagen der Bewehrung festgestellt werden. Ein sprödes adhäsives Versagen der Grenzflächen konnte durch die Bemessung ausgeschlossen werden.

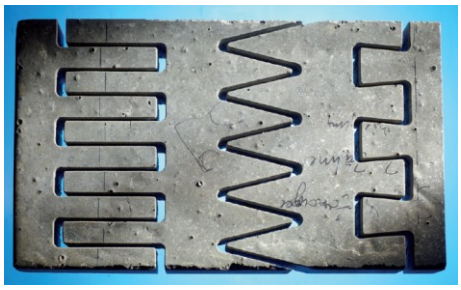


Abbildung 2.17: Fugenausbildung zur Erhöhung der Klebefläche aus [34]

Zu zugbeanspruchten Verbindungen von CFK-bewehrten Bauteilen finden sich nur wenige Beispiele aus der Praxis. Der Seilbindersteg Rosensteinsteg II in Stuttgart besitzt carbonbewehrte Betonplatten. Seilbinder bestehen allgemein aus einem Trag- und Spannseil. Diese beiden Seile sind durch Koppelseile miteinander verbunden. Die verwendeten carbonbewehrten Betonplatten sind beim Rosensteinsteg II mit dem Tragseil verbunden. Die Verbindung zwischen den Betonplatten und dem Tragseil erfolgt durch das Verschrauben von Einbauteilen in den Betonplatten mit dem Seilbindersteg (Abbildung 2.18 und Abbildung 2.19). Zur Anwendung kamen Hülsenanker des Typs T-FIXX A4 der Leviat GmbH. Die druckbeanspruchte Verbindung kann bei abhebenden Kräften auch Zugkräfte zwischen den Platten und dem Haupttragwerk übertragen [35]. Der Bemessungswiderstand gegen eine Zugbeanspruchung eines Hülsenankers liegt bei 15,6 kN [36].

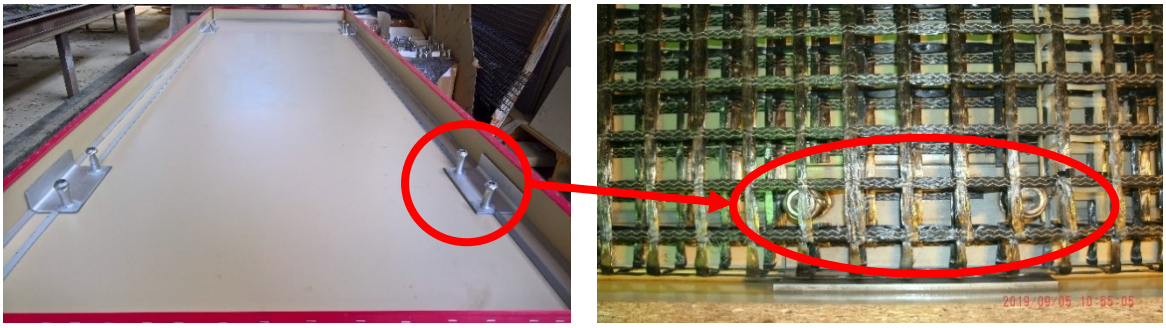


Abbildung 2.18: Einbauteile der carbonbewehrten Betonfertigplatten ©informbeton

Abbildung 2.19: Verbindung der Betonplatten mit dem Seilbindersteg durch Verschraubung aus [35]

Die Fußgängerbrücke für den Achtertalradweg in Ottenhöfen wurde ebenfalls mit carbonbewehrten Betonplatten ausgeführt, die über eine Druckverbindung mit dem Haupttragwerk verbunden sind. Auch hier wurden Gewindehülsen zum Sichern der Platten gegen Abheben verwendet (Abbildung 2.20) [29].

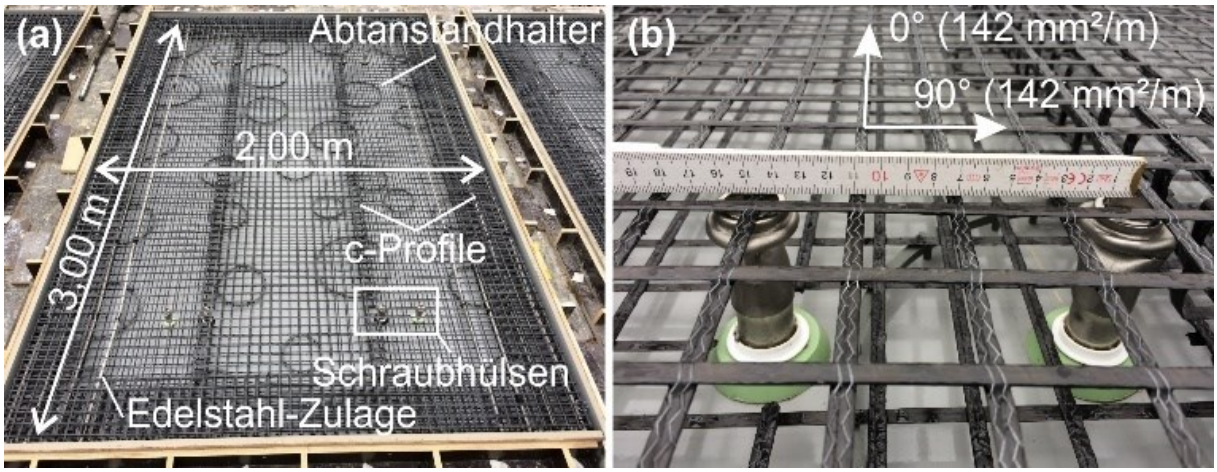


Abbildung 2.20: Gewindehülsen der carbonbewehrten Betonplatten aus [29]

2.3 Theoretische Grundlagen zur Erforschung des eigenen Lösungsansatzes

Nachstehend werden die theoretischen Grundlagen erarbeitet, die zu einer ganzheitlichen Untersuchung der Verbindung sowohl auf Bewehrungsebene als auch auf Bauteilebene notwendig sind. Sie stellen somit den Ausgangspunkt der eigenen Forschungen dar und sind Grundlage für ein Verständnis der in den Kapiteln 4 bis 6 dargestellten gewonnen Erkenntnisse. Zur Erforschung der in Kapitel 3 vorgestellten Endverankerung werden Kenntnisse über die Verbundtragwirkung zwischen Bewehrung und Beton bzw. Mörtel benötigt. Als Vergussmaterial wird ein Expansivmörtel verwendet, der einen Innendruck in der Edelstahlhülse und in dessen Folge einen Querdruck auf den CFK-Stab erzeugt. Zum Verständnis der Zusammenhänge zwischen dem Innendruck und dem Verbund, wird der Einfluss des Querdrucks auf die Verbundtragwirkung dargestellt und die Grundlagen zu dickwandigen Rohren unter Innendruck erarbeitet. In den Kapiteln 5 und 6 werden Bauteilversuche unter Verwendung der vorgestellten Verbindung durchgeführt. Mit den Grundlagen zum Trag- und Verformungsverhalten solcher Bauteile schließt das vorliegende Kapitel ab.

2.3.1 Grundlagen des Verbundes

Die Fähigkeit, zwischen zwei Materialien Kräfte zu übertragen, wird durch deren Verbund ermöglicht. Das Verständnis der Verbundeigenschaften von verschiedenen Materialien ist somit Grundvoraussetzung für ein zielgerichtetes Konstruieren von Verbindungen [37]. Bei Verbundquerschnitten ist der Elastizitätsmodul meist nicht konstant über die Querschnittsfläche, sondern ändert sich in dem Bereich, in dem die verschiedenen Materialien aufeinandertreffen, sprunghaft. Unter idealen Voraussetzungen liegt eine gemeinsame Verformung vor, das heißt benachbarte Punkte in den Grenzflächen der Stoffe erfahren die gleiche vektorielle Verschiebung u_i:

$$u_1(x,y,z) = u_2(x,y,z) \qquad \textit{Gl. 2.3}$$

Daraus folgt, dass auch die Ableitungen der beiden Funktionen $u_1(x,y,z)$ und $u_2(x,y,z)$ nach deren Ortskoordinaten x, y und z, also die Dehnungen der Materialien, gleich sein müssen:

$$\varepsilon_1(x,y,z) = \varepsilon_2(x,y,z) \qquad \textit{Gl. 2.4}$$

Dieser Zusammenhang wird als Verbundbedingung bezeichnet [38]. Um die gleiche Dehnung in den Materialien zu erreichen, müssen Kräfte über die Grenzflächen der Materialien in Form von Verbundspannungen τ_b übertragen werden. Unter idealen Voraussetzungen finden dabei keine Relativverschiebungen zwischen den Materialen statt. Liegt dieser Zustand vor, handelt es sich um einen starren Verbund. Der starre Verbund wird beispielsweise in der Norm DIN EN 1992-1-1 [19] zur Bestimmung von Verankerungslängen der Stahlbewehrung im Beton vereinfacht angenommen [19, 39].

Der starre Verbund stellt allerdings einen Idealfall dar und wird mit den üblichen Bewehrungen, sei es aus Stahl oder Carbon, nicht erreicht [40, 37]. Zwischen den Grenzflächen treten Relativverschiebungen, der sogenannte Schlupf s, auf. Der Zusammenhang zwischen dem Schlupf und den Verbundspannungen ist ein Maßstab für die Verbundeigenschaften von Bewehrung und Beton und wird über die Verbundspannungs-Schlupf-Beziehungen (VSB) beschrieben. In der Praxis wird die Kenntnis über die Verbundeigenschaften von Beton und Bewehrung benötigt, um Verankerungs- und Übergreifungslängen bzw. Rissbreiten zu berechnen [40]. Die VSB lässt sich wiederum mathematisch durch Verbundgesetze erfassen, die den Verlauf der VSB näherungsweise beschreiben.

Grundsätzlich können bei der Verbundwirkung eines gerippten Bewehrungsstabes drei Mechanismen festgestellt werden: chemische Adhäsion, mechanische Verzahnung und Reibung. Diese werden in Abhängigkeit des Schlupfes aktiviert, wobei meist die mechanische Verzahnung den größten Anteil an der Verbundtragwirkung ausmacht (Abbildung 2.21). Die Größe der übertragbaren Verbundspannung ist bei CFK-Stäben wiederum von folgenden Faktoren abhängig [41]:

- Steifigkeit der Bewehrung (radial und in Längsrichtung),
- Querdruck/-zug,
- Oberflächenprofilierung des Stabes,
- Stabdurchmesser,
- Betondeckung,
- Betonfestigkeit.

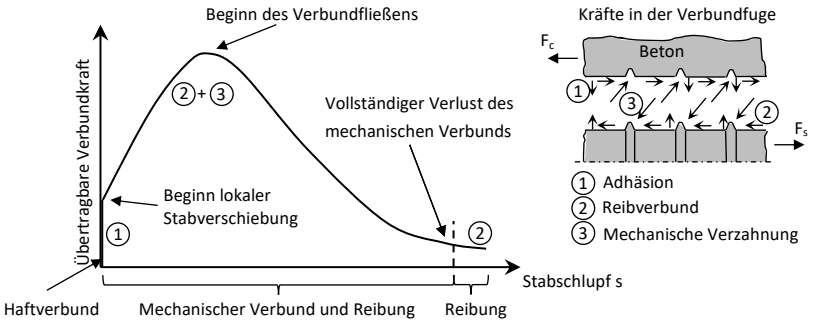


Abbildung 2.21: Mechanismen der Verbundtragwirkung nach PRITSCHOW *[42]*

Die analytische Beschreibung des Verbundes erfolgt anhand des differentiellen Elements des Zugstabes (Abbildung 2.22). Der Bewehrungsstab und der Beton werden als eindimensionale Stäbe angese-

hen, die über ihre Grenzflächen in Kontakt stehen, wobei der räumliche Spannungszustand vernachlässigt wird. Relativverschiebungen können entlang der Stablängsachse erfolgen und bilden hier den Schlupf ab [43, 37]. Es gilt die Elastizitätstheorie und es wird ein starrer Verbund in Stabquerrichtung angenommen.

Die über den Stabumfang U_s wirkenden Verbundspannungen $\tau_b(x)$ müssen mit den Zugspannungsdifferenzen $d\sigma$ von Beton und Bewehrung im Gleichgewicht stehen. Die Dehnungsdifferenz zwischen Stab und Beton entspricht dann der Änderung des Schlupfes entlang dx [42].

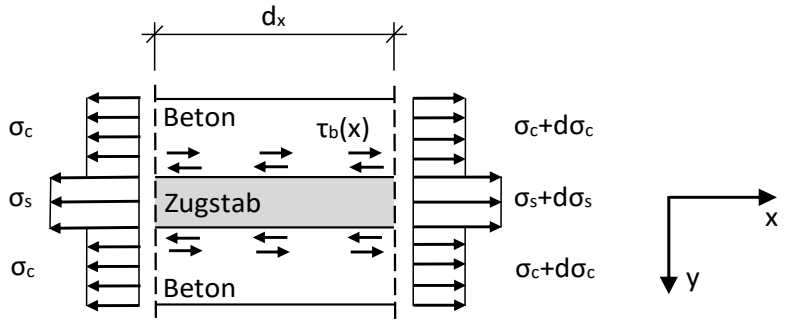


Abbildung 2.22: Differentielles Element des Zugstabes nach PRITSCHOW [42]

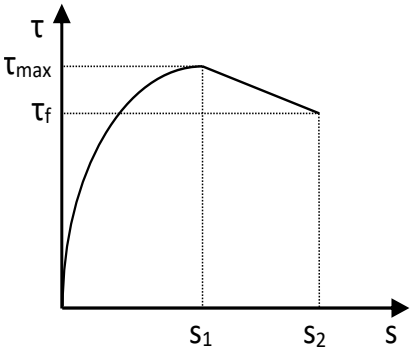
Auf Grundlage der genannten Annahmen kann die allgemein bekannte Differentialgleichung (DGL) des verschieblichen Verbundes nach REHM [37] hergeleitet werden:

$$\frac{d^2s(x)}{dx^2} = \tau_b(x) * \frac{U_s}{E_s A_s} + \tau_b * \frac{U_s}{E_c A_c} \qquad \textit{Gl. 2.5}$$

Sie stellt eine mathematische Verknüpfung von Dehnungen, Relativverschiebungen und Verbundspannungen dar. Aufbauend auf der DGL lässt sich mithilfe der lokalen Verbundspannung $\tau_b(x)$ in Kombination mit dem lokalen Schlupf s(x) die lokale (örtliche) Verbundspannungs-Schlupf-Beziehung nach Gl. *2.6* ableiten.

$$\tau_b(x) = \tau(s(x)) \qquad \textit{Gl. 2.6}$$

Durch geeignete Ansatzfunktionen für die lokale Verbundspannungs-Schlupf-Beziehung kann die Differentialgleichung des verschieblichen Verbundes gelöst werden. Das Lösen der Gleichung erfolgt unter anderem in Abhängigkeit vom Risszustand, wodurch für verschiedene Situationen, die Randbedingungen angepasst werden müssen. Das führt zum Teil zu sehr komplexen Ableitungen und zu einer immer neu erforderlichen Lösungsermittlung für neue Randbedingungen [42, 44]. Für detaillierte Ausführungen zur geschlossenen Lösung der Gleichung wird auf RICHTER [45] verwiesen. Eine Alternative zur geschlossenen Lösung bieten numerische Integrationsverfahren, z. B. durch die schrittweise Integration, wie sie erstmals von MARTIN [46] angewandt wurde, oder durch die Lösung mithilfe der Finite-Elemente Methode (FEM), die ARCHILLIDES [47] erstmals angewandt hat.

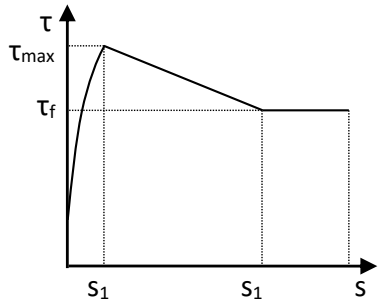


$$\tau(s) = \begin{cases} \tau_{max}(s / s_1)^{\alpha} & \text{für } 0 \le s \le s_1 \\ \tau_{max} - (\tau_{max} - \tau_f) * \dfrac{s - s_1}{s_2 - s_1} & \text{für } s_1 \le s \le s_2 \end{cases} \qquad \text{Gl. 2.7}$$

Abbildung 2.23: Verbundmodell nach MODEL CODE 2010 *für nicht metallische Bewehrung [30]*

Für Stahl- und FVK-Bewehrungen existiert bereits eine Vielzahl an Ansatzfunktionen, wobei sich die meisten Modelle auf die Beschreibung des ansteigenden Astes der VSB beschränken. Oft werden diese Modelle bei neuen Untersuchungen herangezogen und ggf. angepasst, um zutreffende Ergebnisse zur Beschreibung des Verbundes zu erhalten. Für eine ausführliche Beschreibung aller Zusammenhänge wird an dieser Stelle auf den CEB-FIB REPORT [48], auf ELIGEHAUSEN ET AL. [49], AUER [39], MAYER [50], PRITSCHOW [42], REHM [37] und MARTIN [46] verwiesen. Speziell zu nennen ist SCHUMANN [44], der tiefgreifende Untersuchungen zum Verbundtragverhalten im hochfesten Beton des in dieser Arbeit verwendeten Stabs durchgeführt hat.

Als Beispiel zur Beschreibung des Verbundes kann das im CEB FIB MODEL CODE [30] aufgeführte Verbundmodell für nicht metallische Bewehrung gezeigt werden (Abbildung 2.23). Mit Gl. 2.8 kann der Kurvenverlauf τ(s) für die entsprechenden Abschnitte der trilinearen VSB berechnet werden. Die Eingangsparameter τ_b und s werden experimentell bestimmt, der Exponent α ist mit 0,4 angegeben.



$$\tau(s) = \begin{cases} \tau_{max}(s / s_1)^{\alpha} & \text{für} \quad 0 \le s \le s_1 \\ \tau_{max} - (\tau_{max} - \tau_f) * \dfrac{s - s_1}{s_2 - s_1} & \text{für} \quad s_1 \le s \le s_2 \\ \tau_f & \text{für} \quad s_2 \le s \end{cases} \qquad \text{Gl. 2.8}$$

Abbildung 2.24: Verbundmodell für Referenzstab nach SCHUHMANN *[44]*

Auf Grundlage dieses Models entwickelte SCHUMANN [44] das Verbundmodell in Abbildung 2.24 zur Beschreibung des Verbundverhaltens des Referenzstabs in dem von ihm verwendeten hochfesten, selbstverdichtenden Beton. Die Eingangswerte für seine Berechnung liefert Tabelle 2.2. Mit den genannten Parametern kann eine hinreichend genaue, analytische Beschreibung des Verbundtragverhaltens erfolgen.

Tabelle 2.2: Experimentell ermittelte Eingangsparameter für das Verbundmodell nach SCHUMMANN [44]

τ_{max} [N/mm²]	s_1 [mm]	τ_f [N/mm²]	s_2 [mm]	α [-]
29,67	0,46	$0{,}65 \cdot \tau_{max}$	4,0	0,4

Die experimentelle Untersuchung des Verbundverhalten erfolgt meist durch Ausziehversuche (Abbildung 2.25a), Balkenbiegeversuche (Abbildung 2.25b; dargestellt für $d_s \leq 14{,}0$ mm) oder Dehnkörperversuche (Abbildung 2.25c). Dabei stellen die beiden erstgenannten standardisierte Versuche der Vereinigung RILEM [51] dar. Es werden der Schlupf am unbelasteten Stabende und die aufgebrachte Kraft gemessen. Der Dehnkörperversuch untersucht das Verbundverhalten in einem Vier-Punkt-Biegeversuch, wobei wiederum die aufgebrachte Kraft gemessen wird. Der Schlupf lässt sich hier nur indirekt durch die Messung der Stahldehnung bestimmen. Ziel solcher Untersuchungen ist die Ermittlung der Verbundspannungs-Schlupf-Beziehung, durch die die lokalen Verbundeigenschaften beschrieben und darauf aufbauend Verbundgesetze entwickelt und Verankerungslängen ermittelt werden können.

Die passende Wahl der Verankerungslänge hat einen entscheidenden Einfluss auf die Versuchsergebnisse und muss so gewählt werden, dass eine möglichst konstante Verteilung der Verbundspannungen entlang der Verankerungslänge vorliegt. Im Versuch gemessen wird die mittlere Verbundspannung

$$\tau_m = \frac{F}{U * l_b}, \qquad \textit{Gl. 2.9}$$

wodurch große Differenzen zwischen dem mittleren Verbundspannungswert und dem eigentlichen Kurvenverlauf der Verbundspannung zu falschen Berechnungen Verankerungslängen führen. Abbildung 2.26 zeigt drei Versuchsaufbauten, bei denen die Verankerungslänge l_b variiert. Die Konfiguration in Abbildung 2.26a ist dabei ungeeignet, da große Differenzen zwischen der tatsächlichen und mittleren Verbundspannung vorliegen. Eine bessere Lösung bieten hier der Versuchsaufbau nach RILEM [51] oder REHM [37]. In dem Versuchsaufbau nach RILEM [51] wird die Verbundlänge mit $5d_s$ vorgegeben. Bei der Untersuchungen von Verbundeigenschaften im UHPC hingegen wird, aufgrund der hohen Verbundspannungen und des wesentlich steiferen Verbunds eine kürze Verbundlänge empfohlen (vgl. [52–54]). WEISSE ET AL. [54] schlagen bspw. eine Reduzierung auf $1{,}5d_s$ vor. REINECK ET AL. [52] wiederum empfehlen eine Verbundlänge von $2{,}0d_s$. Bei diesen verhältnismäßig kurzen Längen bedarf es bei der Herstellung der Probekörper allerdings großer Sorgfalt, da etwaige Fehlstellen aus der Betonage zu großen Streuungen führen können [42].

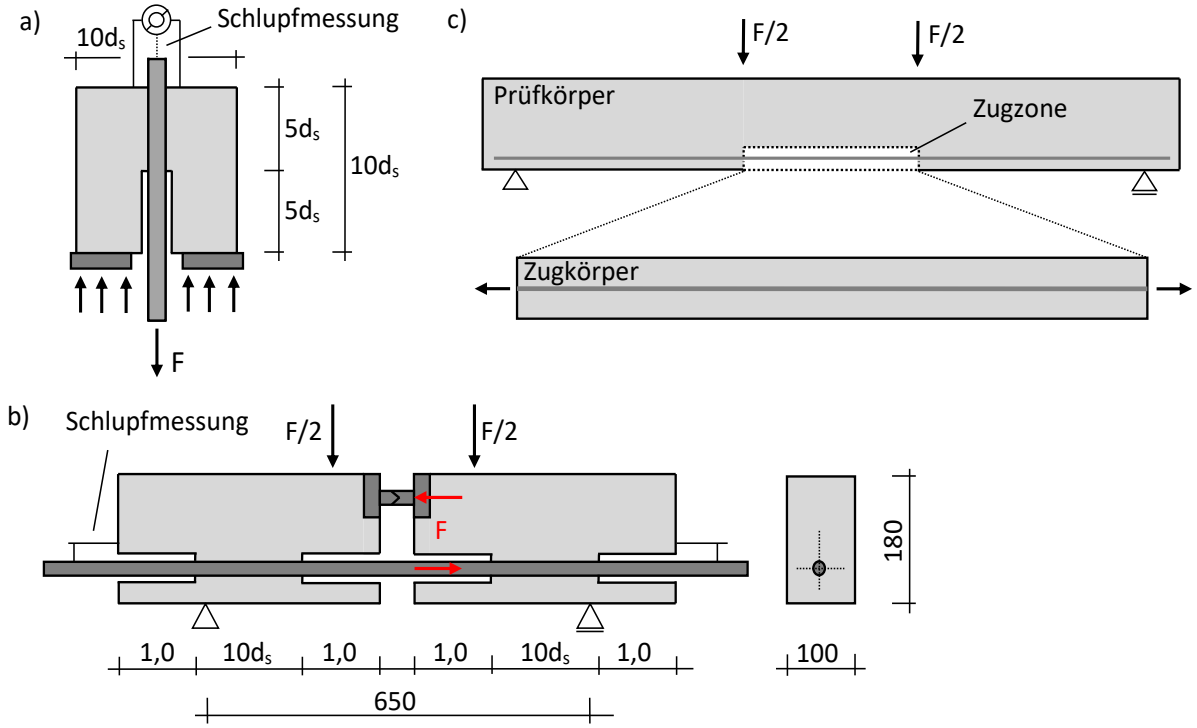


Abbildung 2.25: Versuchsaufbauten zur experimentellen Ermittlung der Verbundspannungs-Schlupf-Beziehung: Ausziehkörper (a) nach RILEM *[51]; Balkenbiegeversuch (b) nach* RILEM *[51]; Dehnkörperveruuch (c) nach* ELIGEHAUSEN *[55]*

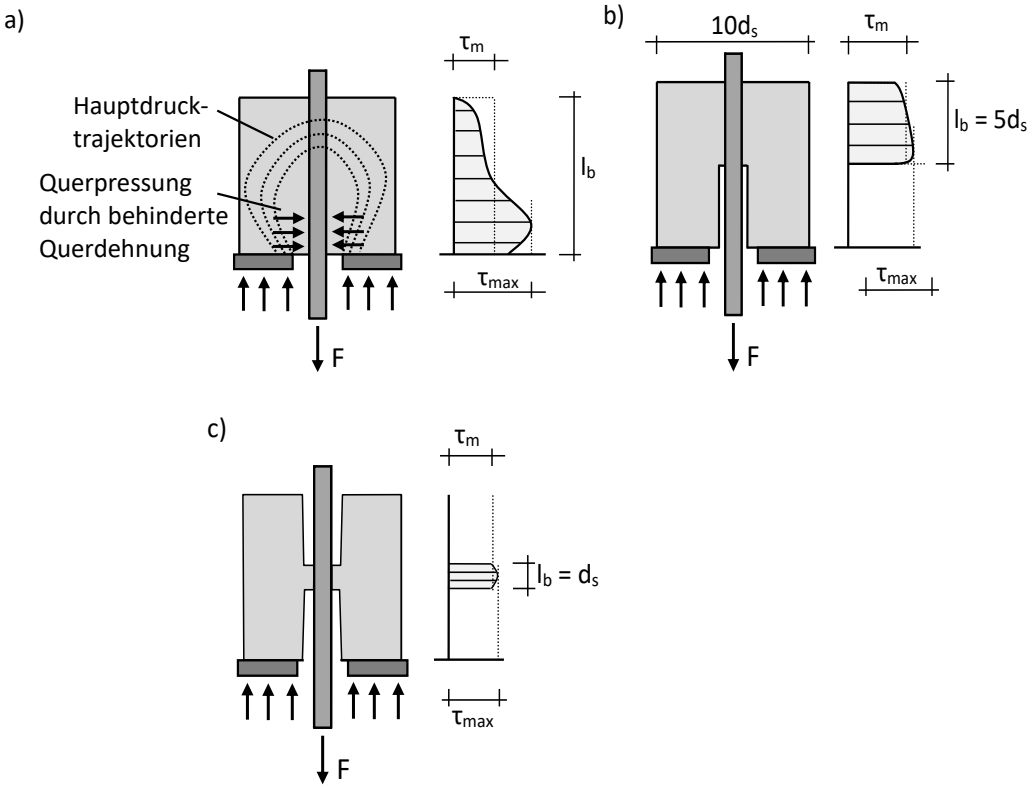


Abbildung 2.26: Vergleich dreier Versuchsaufbauten nach LEONHARDT *[56]: ungeeigneter Versuchsaufbau mit schematischer Angabe des Druckgewölbes und der Querpressung (a); geeigneter Versuchsaufbau (b) nach* RILEM *[51]*

Bei einem Vergleich der Verbundgesetze von Bewehrungsstahl und einer CFK-Bewehrung fällt auf, dass durch die Normung der Oberflächenstruktur vom Bewehrungsstahl und dessen isotropen Materialverhalten ein einheitliches Verbundgesetz existiert. Beim Verbund zwischen Bewehrungsstahl und Beton liegt immer ein Versagen des Betons, durch das Abscheren der Betonkonsole oder dem Spaltzugversagen, vor [18]. Dadurch ist es möglich, Verbundlängen oder Rissöffnungen in Abhängigkeit der Betonzugfestigkeit zu berechnen.

Für CFK-Bewehrungen existiert hingegen wegen der zum Teil stark unterschiedlichen Eigenschaften (z. B. Steifigkeit, Durchmesser, Profilierung) eine Vielzahl an unterschiedlichen Verbundgesetzen. Gleichzeitig können bei CFK-Stäben aufgrund ihrer Eigenschaften neben dem Abscheren der Betonkonsole oder das Spaltzugversagen, auch das Durchzwängen des CFK-Stabkerns, ein Abscheren der CFK-Stabprofilierung oder ein kombiniertes Versagen aus den zwei letztgenannten Versagensmodi auftreten (nach FIB [48], PRITSCHOW [42], NIEWELS [41]; ACHILLIDES [47] und SCHUMANN [44]):

Beim Abscheren der Betonkonsole muss eine ausreichende Profilierung der CFK-Stäbe vorhanden sein. Wie auch bei Stahlbetonbauteilen werden die Betonrippen, die zwischen der Profilierung der Stabbewehrung liegen, beim Ausziehen der Bewehrung abgeschert. Hierfür bedarf es in der Regel einer ausreichenden steifen und schubfesten Matrix der CFK-Bewehrung bei gleichzeitig geringen Betonfestigkeiten.

Beim Spaltbruch tritt das Versagen durch das Spalten des Betonkörpers ein. Es ist eine Art des Versagens, die aus dem Stahlbetonbau bekannt ist und durch eine zu geringe Betonzugfestigkeit bzw. zu geringe Betondeckung hervorgerufen wird. Im Vergleich zur Stahlbewehrung zeigt sich ein weicheres Verhalten der CFK-Oberflächenprofilierung, wodurch eine vergleichsweise geringere Spaltbruchneigung bei Auszugsversuchen unter Verwendung von CFK-Bewehrung vorliegt.

Das Abscheren der CFK-Stabprofilierung, bei dem die CFK-Stabrippen durch die wesentlich festeren Betonrippen abgeschert werden, ist aufgrund der geringen Festigkeit der Stäbe quer zur Faserrichtung in den meisten Fällen maßgebend. Auf dieses Versagen haben sowohl die Herstellungsverfahren der Oberflächenprofilierung als auch die Scherfestigkeit und das Haftungsvermögen der verwendeten Harze großen Einfluss.

Ein Versagen durch das Durchzwängen des CFK-Stabkerns tritt auf, wenn die Fasern innerhalb der Bewehrung nicht gleichmäßig belastet werden. Durch eine unzureichende Benetzung der Stabmatrix in Kombination mit einer geringen radialen Steifigkeit der Matrix kommt es zum Ablösen des inneren Stabkerns von den äußeren Fasern. Nach PRITSCHOW [42] tritt dieses Versagen besonders bei Stäben ein, bei denen eine Profilierung durch nachträgliches Fräsen erreicht wird.

Nach FÜLLSACK-KÖDITZ [57] kann auch eine kombiniertes Versagen durch das Durchzwängen des CFK-Stabkerns und durch das Abscheren der CFK-Stabprofilierung auftreten.

Eine einheitliche Aussage zum Verbundverhalten und zum Verbundversagen von CFK-Stäben bei sonst gleichen Randbedingungen ist somit nicht möglich. Für jede CFK-Bewehrung, ihre Geometrie und ihre Materialeigenschaften, muss das Verbundverhalten individuell untersucht werden.

2.3.2 Einfluss von Querdruck auf den Verbund

Wirkt Querdruck durch den Beton auf die Bewehrung, steigert dieser den mechanischen und insbesondere den Reibverbund. Gleichzeitig verzögert sich bei profilierten Bewehrungsstäben die Bildung von Spaltrissen im Beton [58–60]. Die durch Querdruck verbesserten Verbundeigenschaften führen zu einem wesentlich steiferen Verbundtragverhalten. Bei sonst gleichen Randbedingungen werden höhere Verbundspannungswerte $\tau_{b,max}$ bei geringen Schlupfwerten $s(\tau_{b,max})$ erreicht.

Ein Querdruck kann durch eine äußere Belastung des Tragwerks quer zur Bewehrungsführung oder durch Querdehnungsbehinderung des Betons aufgrund von z. B. umlaufender Bügelbewehrungen oder durch eine direkte Lagerung des Tragwerks hervorgerufen werden [61].

Erste Untersuchungen zum Einfluss von Querdruck auf das Verbundverhalten erfolgten von LEONHARDT [62]. Er führte Experimente an Auszugsköpern mit unterschiedlicher Lagerung durch. Bei einer Lagerung der Auszugskörper mit einer Querdehnungsbehinderung entstand durch diese eine Querdruckbeanspruchung der Verbundfläche zwischen Beton und Bewehrung. Dadurch wurden in den Untersuchungen höhere Auszugswerte der Bewehrung aus dem Beton erreicht.

UNTRAUER ET AL. [59] untersuchten den Einfluss von Querdruck auf die Verbundeigenschaften anhand von 37 Probekörpern. Der Stabdurchmesser der verwendeten Bewehrungsstäbe betrug d_s = 28,0 mm und d_s = 20,0 mm, die Verankerungslänge wurde mit l_b = 15,0 cm in kubischen Betonkörpern festgelegt. Der aufgebrachte Querdruck variierte zwischen 0,0 MPa und 16,3 MPa und betrug somit 0,0–50,0 % der Betondruckfestigkeit f_c. Es konnte eine Steigerung der Verbundfestigkeit in Abhängigkeit des Querdrucks festgestellt werden. Nach UNTRAUER ET AL. [59] nimmt die Verbundfestigkeit proportional zu $\sqrt{f_c} \cdot \sqrt{p}$, mit p als Querdruck, zu. Dabei konnte nahe der maximalen Verbundwerte ein größerer Einfluss des Querdrucks festgestellt werden.

DÖRR ET AL. [60] untersuchten den Einfluss von Querdruck anhand von zylindrischen Dehnkörpern, auf die ein radialer Querdruck p aufgebracht wurde, der von p = 5,0–15,0 MPa variierte. Grundsätzlich führten seine Untersuchungen zum gleichen Ergebnis wie in [59], allerdings wurde auch bei geringerem Schlupf s ein positiver Einfluss des Querdrucks auf den Verbund festgestellt. Abbildung 2.27 vergleicht die Ergebnisse der experimentellen Untersuchung von UNTRAUER ET AL. [59] und DÖRR ET AL. [60] ohne Querdruck und bei einem wirkendem Querdruck von p = 10,0 bzw. 10,5 MPa. Der Grund für die großen Abweichungen der maximalen Verbundspannungen und der Endschlupfwerte liegen nach Auffassung von ROSTÁSY ET AL. [58] in den unterschiedlichen Prüfkörpertypen und Versuchsaufbauten. Dennoch lässt sich klar die positive Auswirkung des Querdrucks p auf den Verlauf der VSB und daraus abgeleitet auf die Verbundeigenschaften erkennen.

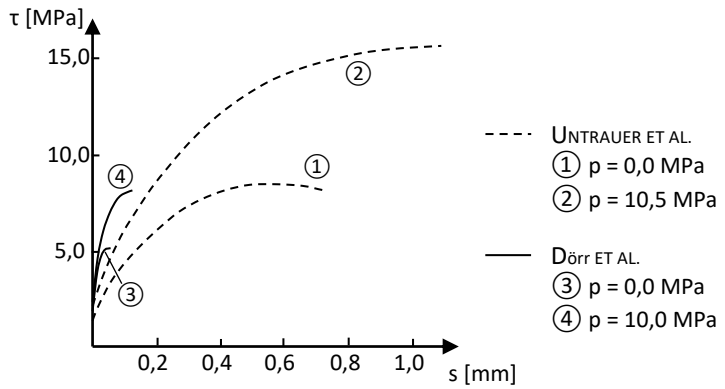


Abbildung 2.27: Vergleich der Ergebnisse von DÖRR ET AL. *[60] und* UNTRAUER ET AL. *[59] anhand der VSB bei einem Querdruck von 0,0 MPa und 10,0 MPa nach [58]*

NAVARATNARAJAH [63] untersuchte den Einfluss des Querdrucks, in Abhängigkeit der Betondeckung und dem Ort der Bewehrungsstäbe beim Betonieren, auf die Verbundeigenschaften. In diesen Untersuchungen konnten verbesserte Verbundeigenschaften bis zu einem Querdruck p von etwa 25 % der Betondruckfestigkeit f_c festgestellt werden. Eine darüber hinaus gehende Erhöhung des Querdrucks führte nicht zu verbesserten Auszugswerten. ROBINS ET AL. [64] kommen zum gleichen Ergebnis, wobei die Grenze bis zur Steigerung der Verbundeigenschaften bei einem Querdruck p von ca. 30 % der Betondruckfestigkeit liegt.

ROBINS ET AL. [64, 61] untersuchten den Einfluss eines Querdrucks auf das Verbundverhalten glatter und gerippter Betonstähle. Für die glatten Bewehrungsstäbe wurden Verbundfestigkeitssteigerungen von 200 % festgestellt. Gleichzeitig konnte festgestellt werden, dass trotz vorhandenem Querdruck keine Veränderung der Versagensart stattfand. In diesen Versuchen wird der zuvor genannte große Einfluss des Querdrucks auf den Reibverbund deutlich. Gleiches wird von den experimentellen Untersuchungen von XU ET AL. [65] bestätigt. Gegenstand der Untersuchungen waren nicht profilierte Bewehrungsstäbe unter ein- und zweiachsigen Querdruckbeanspruchungen. Auf Grundlage des BPE-Verbundmodells aus [49] wurde ein Verbundmodell entwickelt, welches den Kurvenverlauf in Abbildung 2.28 durch zwei Funktionen beschreibt.

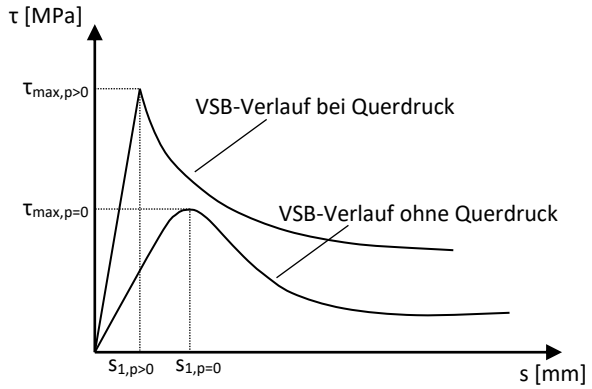


Abbildung 2.28: Qualitativer Verlauf der VSB mit und ohne Querdruck nach dem bilinearen Verbundmodell nach [65]

Zu beachten ist, dass die aufgeführten Forschungsarbeiten mit Stahlbewehrungen durchgeführt wurden. Zum Einfluss von Querdruck auf das Verbundtragverhalten von CFK-Bewehrungsstäben finden

sich bisher keine Forschungsarbeiten. Auf Grund der Analogie der Verbundmechanismen (chemische Adhäsion, mechanische Verzahnung und Reibung; vgl. Kap. 2.3) kann prinzipiell davon ausgegangen werden, dass ein Querdruck die Verbundeigenschaften der CFK-Bewehrungsstäbe ebenfalls verbessert. Im Unterschied zur Stahlbewehrung hat CFK anisotrope Eigenschaften. Durch eine Querbeanspruchung kann es zur Schädigung der Matrix und der Carbonfasern kommen, was eine Reduzierung der Zugfestigkeit der Bewehrung zur Folge hat. Ausschlaggebend sind dabei die Materialeigenschaften der CFK-Bewehrung quer zur Faserrichtung.

Zusammenfassend lässt sich feststellen, dass bei allen Untersuchungen zur Verbundtragwirkung unter Querbeanspruchungen, ein Querdruck zu verbesserten Verbundtragverhalten führt. Es resultieren bei sonst gleichen Randbedingungen höhere Verbundspannungswerte $\tau_{b,max}$ bei geringen Schlupfwerten $s(\tau_{b,max})$. Diese Eigenschaft spiegelt sich auch in DIN EN 1992-1-1 [19] wider. In diesem wird ein Querdruck bei der Bestimmung der Verankerungslänge positiv berücksichtigt und führt zu einem geringeren Wert der Verankerungslänge l_b.

2.3.3 Expansivmörtel

Der erste Quellzement zur Herstellung eines schwindfreien Betons wurde 1920 von Guttmann patentiert. Die Volumenvergrößerung des Betons wurde dabei durch die Zugabe von Gips und der Reaktion des darin enthaltenen Sulfats mit den Aluminiumphasen des Zements zu Ettringit erreicht. Ettringit ist ein Sulfat aus der Mineralklasse der wasserhaltigen Sulfate und dessen Bildung wird auch heute noch zur Volumenvergrößerung von Beton und Mörtel im Abbindeprozess verwendet [66–68].

Heute wird bei der Herstellung von expansivem Mörtel zwischen der Verwendung von expansivem Zement oder von expansiven Additiven, die während des Mischprozesses hinzugegeben werden, unterschieden [67, 68]. Erstgenannte Variante findet vorwiegend Anwendung in Europa und den USA, zweitgenannte hat ihren Ursprung hauptsächlich in Japan [69].

Bei expansiven Zementen werden verschiedene Quellkomponenten zur Bildung unterschiedlicher Reaktionsprodukte im Zementstein verwendet. Die Quellkomponenten können wie folgt klassifiziert werden [66]:

- Hydroxidbildung durch Calcium- und/oder Magnesiumoxidzugabe,
- Ettringitbildung durch Sulfatzugabe,
- Wasserstoffgasblasenbildung durch Zugabe von Aluminiumpulver.

Die expansiven Additive wiederum können wie folgt unterteilt werden [67]:

- C-S-A Additive, die hauptsächlich aus Calciumaluminatsulfat ($CaO\text{-}Al_3O_2\text{-}SO_3$) bestehen. Die Expansion wird vorwiegend durch die Umwandlung von Calciumaluminatsulfat, Calciumoxid und Anhydrit zu Ettringit erreicht.
- Calciumoxid (CaO), wobei die Volumenzunahme durch die Reaktion mit Wasser zu Calciumhydrooxid (Ca(OH)2-Portlandit) und zur Bildung von Ettringit führt.

Daneben existieren weitere Additive (Eisen-, Aluminium- und Magnesiumoxid), wobei diese eine eher untergeordnete Rolle spielen [69].

Neben der zuvor genannten Unterteilung können expansive Mörtel auch nach dem Maß ihrer Expansion klassifiziert werden. Demnach existieren schwindreduzierende Mörtel und stark expansive Mörtel

[70]. Das Quellmaß von schwindreduzierendem Mörtel liegt bei am Markt verfügbaren Produkten im Bereich von 0,1 % des Ausgangsvolumen [71–73]. Das reicht aus, um die üblichen Schwindmaße von 0,03–0,06 % auszugleichen [74], jedoch nicht, um eine in sich vorgespannte Endverankerung von Zuggliedern durch den Beton zu erreichen. Die Richtline ACI 223R-10 [74] gibt Hinweise zur Anwendung von schwindreduzierenden Mörteln. In dieser finden expansive Zemente Anwendung, die in vier unterschiedliche Typen kategorisiert sind.

Stark expansive Mörtel (engl.: highly expansive material (HEM)) werden bisher nicht durch eine Normung oder Richtlinie erfasst. Sie erreichen im Abbindeprozess ein Vielfaches ihres Ausgangsvolumens. Die ersten Anwendungen finden sich bereits 1986. KOSLOWSKI [75] reichte ein Patent zur explosionsfreien Sprengung mittels stark expandierender Mörtel auf Grundlage von Calciumoxid (CaO) ein. Das Calciumoxid wird durch die Zugabe von Wasser zu Calciumhydroxid ($Ca(OH)_2$). Der Prozess geht mit einer starken Expansion und Temperaturen bis zu 200 °C einher [76]. Die Reaktivität und somit die Druckentwicklung sind hierbei abhängig von der Temperatur und dem Gegendruck des umschließenden Mediums [70, 77]. Durch einen langsam ansteigenden Druck kann die Temperaturentwicklung gemäßigt werden. Diese verzögerte Reaktion kann mithilfe von z. B. Calciumsulfat erreicht werden [75]. Neben den genannten Inhaltsstoffen des HEM finden sich weitere Zusatzmittel, die je nach Hersteller variieren und größtenteils nicht explizit angegeben sind. Tabelle 2.3 gibt eine Übersicht in verschiedenen Veröffentlichungen erwähnten Inhaltsstoffe, bei denen HEM als Ankermörtel für FVK-Vorspannglieder eingesetzt wurde. Auffällig ist, dass in allen Fällen Calciumoxid als expansionstreibender Stoff eingesetzt wird. Der prozentuale Stoffanteil variiert zwischen 81,5 % und 91,3 %. Diese Werte liegen deutlich über denen anderer Untersuchungen, bei denen die Anwendung nicht im Bereich von expansiven Ankermörteln liegt.

Tabelle 2.3: Inhaltsstoffe von Expansivmörteln mit Calciumoxid als Hauptbestandteil in [%]

Autor	Glühverlust	Siliciumoxid SiO_2	Aluminiumoxid Al_2O_3	Eisenoxid Fe_2O_3	Calciumoxid CaO	Magnesiumoxid MgO	Schwefeltrioxid SO_3
KHIN [78]	1,4	3,7	0,7	0,5	91,3	1,0	1,0
HARADA ET AL. [79]	1,5	8,0	1,9	0,9	83,5	0,6	3,4
	1,6	8,8	2,3	1,3	81,5	0,4	3,8
	1,2	8,5	2,3	1,0	82,5	0,7	3,5
ALRAIE ET AL. [80]	-	5,1	1,6	2,5	89,6	-	-

Der durch den Expansivmörtel erzeugte Druck ist allerdings nicht nur von den Ausgangsstoffen und deren Stoffanteilen abhängig, sondern sowohl von der Schichtdicke des Mörtels als auch von den Freiheitsgraden und der Steifigkeit des umschließenden Mediums (vgl. Kap. 2.3.4).

Erste Forschungen zur Verwendung von HEM als Ankermörtel für Zugglieder wurden von HARADA ET AL. [81, 79] und LEES ET AL. [70] durchgeführt. HARADA ET AL. [81] erreichten bei der Entwicklung einer Endverankerung für CFK-Zugglieder bei einer Schichtdicke von 4,0 mm einen Innendruck von 60,0 MPa. LEES ET AL. [70] wiederum verwendeten eine Schichtdicke von 6,6 mm und beobachteten die Entwicklung

des Innendrucks über 29 Tage. Zum Ende der Messung betrug der Innendruck ca. 59,0 MPa. SCHESSER ET AL. [82] und ALRAIE ET AL. [80] führten ähnliche Untersuchungen durch, wobei der Innendruck zwischen 65,0 MPa und 68,1 MPa variierte.

2.3.4 Hülse unter Innendruck

Die Quantifizierung des Innendrucks basiert auf den theoretischen Grundlagen für Behälter unter Druck, in denen zwischen dünnwandigen und dickwandigen Behältern differenziert wird. Ein Behälter wird nach DIN 2413 [83] als dickwandig definiert, wenn folgende Bedingung erfüllt ist:

$$\frac{r_a}{r_i} > 1,4 \qquad \textit{Gl. 2.10}$$

Bei der verwendeten Edelstahlhülse handelt es sich um einen dickwandigen Behälter (vgl. Abschnitt 4.4). Im Unterschied zum dünnwandigen Behälter ist von einer ungleichen Spannungsverteilung über die Wanddicke $t = r_a - r_i$ auszugehen. Ferner wird in der Betrachtung linear-elastisches, ideal plastisches Werkstoffverhalten vorausgesetzt und das Eigengewicht vernachlässigt [84].

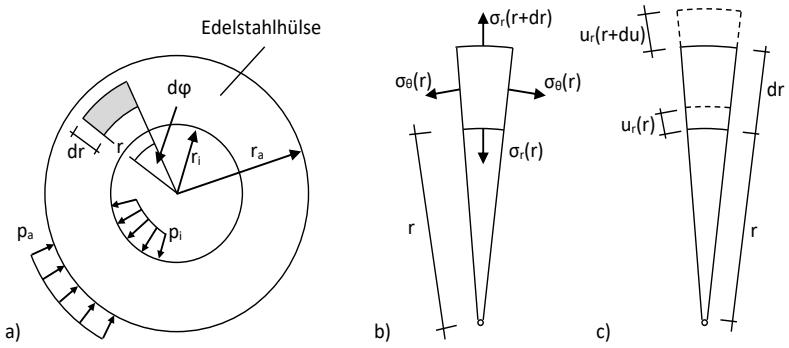


Abbildung 2.29: Querschnitt der Hülse unter Angabe geometrischer Größen und einwirkenden Spannungen (a); Kräftegleichgewicht am infinitesimalen Element (b); Verschiebungen am infinitesimalen Element (c) nach [85]

Aufgrund der Symmetrie sind die Spannungen unabhängig vom Winkel φ und unter Einführung von Polarkoordinaten nach Abbildung 2.29 nur abhängig vom Radius r. Nachfolgend wird für die Edelstahlhülse der Index „s“, für den Mörtel der Index „g“ verwendet. Alle weiteren Bezeichnungen sind in Abbildung 2.29 dargestellt. Nach BUDYNAS [85] und LÄPPLE [84] gilt folgende Beziehung zwischen den Spannungen in radialer, tangentialer und axialer Richtung σ_r, σ_θ, und σ_x, dem Innen- und Außendruck p_i und p_a und den Radien r_i, r_a und r:

$$\sigma_r(r) = \frac{p_i r_i^2 - p_a r_a^2 + (r_i r_a / r)^2 (p_a - p_i)}{r_a^2 - r_i^2} \qquad \textit{Gl. 2.11}$$

$$\sigma_\vartheta(r) = \frac{p_i r_i^2 - p_a r_a^2 - (r_i r_a / r)^2 (p_a - p_i)}{r_a^2 - r_i^2} \qquad \textit{Gl. 2.12}$$

$$\sigma_x = 2\nu_s \frac{p_i r_i^2 - p_a r_a^2}{r_a^2 - r_i^2} \qquad \textit{Gl. 2.13}$$

Die axiale Spannung σ_x entlang der Hülse (Gl. 2.13) ist konstant über den Querschnitt und somit keine Funktion des Radius. Sie resultiert aus einer Dehnung der Hülse entlang in Richtung ihrer Längsachse aufgrund eines Innendrucks. Die Dehnung in der Edelstahlhülse in umlaufender Richtung $\varepsilon_\theta(r)$ kann wie folgt ermittelt werden:

$$\varepsilon_{\vartheta}(r) = \frac{u_r(r)}{r} \qquad \text{Gl. 2.14}$$

Mithilfe des Hookeschen Gesetzes kann folgende Beziehung zwischen der umlaufenden Dehnung $\varepsilon_\theta(r)$ und den Spannungen σ angegeben werden:

$$\varepsilon_{\vartheta}(r) = \frac{1}{E_s}\ \sigma_{\vartheta}(r) - v_s\sigma_r(r) - v_s\sigma_x \qquad \text{Gl. 2.15}$$

E_s ist der E-Modul des Edelstahls, v_s dessen Querdehnzahl. Gleichsetzen von Gl. 2.14 und Gl. 2.15 und anschließende Multiplikation mit dem Radius r ergibt folgenden Ausdruck:

$$u_r(r) = \frac{r}{E_s}\ \sigma_{\vartheta}(r) - v_s\sigma_r(r) - v_s\sigma_x \qquad \text{Gl. 2.16}$$

Im vorliegenden Fall wird die Edelstahlhülse durch die Expansion des Mörtels mit einem Innendruck beansprucht, nicht aber mit einem Außendruck. Es gilt: $p_a = 0$. Mit $r = r_a$ ergeben sich für Gl. 2.13 und Gl. 2.15 folgende Ausdrücke:

$$\sigma_x(r_a) = v * \sigma_{\vartheta}(r_a) \qquad \text{Gl. 2.17}$$

$$\varepsilon_{\vartheta}(r_a) = \frac{1-v_s^2}{E_s} * \sigma_{\vartheta}(r_a) = \frac{1-v_s}{E_s}\frac{2r_i^2}{r_a^2 - r_i^2} * p_i \qquad \text{Gl. 2.18}$$

Durch die Gl. 2.18 kann ein direkter Zusammenhang zwischen dem Innendruck p_i und der äußeren Umfangsdehnung ε_θ hergestellt werden:

$$p_i = \frac{\varepsilon_{\vartheta}(r_a) * E_s * (r_a^2 - r_i^2)}{(1-v_s^2) * 2r_i^2} \qquad \text{Gl. 2.19}$$

Die äußere Umfangsdehnung $\varepsilon_\theta(r_a)$ ist an der Hülsenaußenfläche messbar, wodurch der Innendruck experimentell ermittelt werden kann.

2.3.5 Trag- und Verformungsverhalten biegebeanspruchter Carbonbetonbauteile

Nachstehend wird das Trag- und Verformungsverhalten von CFK-bewehrten Balken unter einer Biegebeanspruchung beschrieben. Die Biegebeanspruchung resultiert aus zwei Einzellasten, die bei l/3 quer zur Längsachse angreifen (vgl. Abbildung 2.30). Diese Konfiguration eignet sich sehr gut für die experimentelle Untersuchung von Balkenquerschnitten, da ein konstanter Momentenverlauf, ohne eine wirkende Querkraft zwischen den aufgebrachten Lasten, vorliegt. Bei einem durch zwei Einzellasten biegebeanspruchtern Balken kann der Schnittkraftverlauf nach Abbildung 2.30 qualitativ dargestellt werden. Es wirkt ein konstantes Moment zwischen den Lasteinleitungspunkten, jedoch keine Querkraft. Von der Lasteinleitung in Richtung des Auflagers nimmt das Moment linear ab, woraus eine konstante Querkraft resultiert. Die Bemessung eines bewehrten Betonbauteils unter der dargestellten Belastung und Lagerung ist gängige Praxis und soll an dieser Stelle nicht weiter ausgeführt werden. In Zilch [18] findet sich eine ganzheitliche Darstellung der Thematik. Nachfolgend sollen nur die wichtigsten, für die Auswertung der Balkenversuche benötigten, Zusammenhänge dargestellt werden.

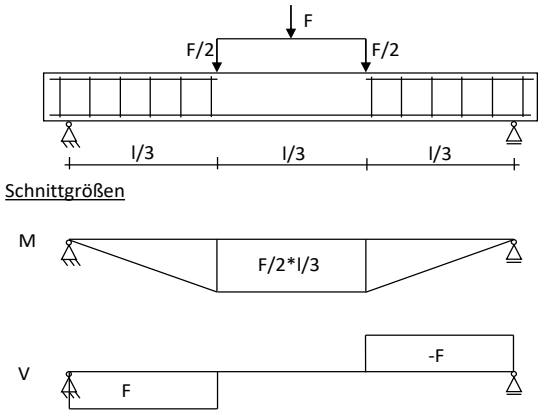


Abbildung 2.30: Biegebeanspruchter Balken im Vier-Punkt-Biegeversuch

Im Zustand I werden die durch die einwirkenden Lasten hervorgerufenen Zugspannungen sowohl vom Beton als auch von der Biegezugbewehrung aufgenommen. Es stellt sich ein über den Querschnitt linearer Dehnungsverlauf ein, wobei die Dehnungsnulllinie und die Schwerachse zusammenfallen. Der Übergang in den Zustand II erfolgt durch das Überschreiten der Betonzugfestigkeit und der damit einhergehenden Rissbildung im Beton. Das Rissmoment kann bei rechteckigen Betonquerschnitten vereinfacht nach Gl. 2.20 berechnet werden.

$$M_{cr} = f_{ctm} * W_c = f_{ctm} * \frac{b * h^2}{6} \qquad \text{Gl. 2.20}$$

Die Aktivierung der Bewehrung wird dabei nicht berücksichtigt. Die Berechnung ist jedoch ausreichend genau, wenn die Steifigkeit der Bewehrung im Verhältnis zum Beton sehr klein ist und kann nach DIN EN 1992-1-1 [19] für Normalbeton angewendet werden. Beim Auftreten erster Biegerisse geht der Querschnitt in den Zustand II über. Dabei nimmt die Verformung gegenüber dem Zustand I überproportional zu. Im Riss wird das aus den einwirkenden Lasten entstehende Moment über ein Kräftepaar aus der Bewehrungszugkraft und der Resultierenden der Betondruckspannungen aufgenommen (Abbildung 2.31a). Zur Vereinfachung der Arbeitslinie des Betons wird vorwiegend das Parabel-Rechteck-Diagramm angewendet. Alternativ existieren in der DIN EN 1992-1-1 [19] die bilineare Spannungs-Dehnungs-Linie und der Spannungsblock. In der vorliegenden Arbeit wird die bilineare Spannungs-Dehnungs-Linie verwendet (Abbildung 2.31b). Hierdurch kann ein einfacher Zusammenhang zwischen einwirkenden Lasten und den Querschnittswiderständen bei elastischen Bewehrungsmaterialien wie Carbon hergestellt werden.

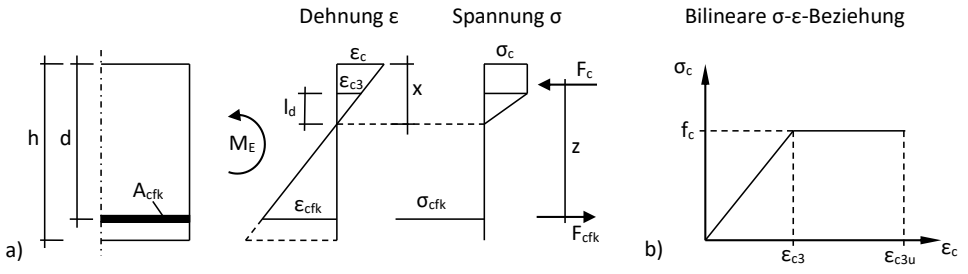


Abbildung 2.31: Zugbewehrter Rechteckquerschnitt unter Biegebeanspruchung (a); bilineare σ-ε-Beziehung Beton (b)

Nach Abbildung 2.31a können über den Strahlensatz folgende Beziehungen zwischen den Beton- und Faserdehnungen (ε_c und ε_f) und den geometrischen Größen der Höhe der Betondruckzone x und der statischen Nutzhöhe d hergestellt werden:

$$\frac{\varepsilon_c}{x} = \frac{\varepsilon_{c3}}{l_d} \qquad \textit{Gl. 2.21}$$

$$\frac{\varepsilon_c}{x} = \frac{\varepsilon_{cfk}}{d-x} \qquad \textit{Gl. 2.22}$$

Gleichsetzen von Gl. 2.21 und Gl. 2.22 und umstellen nach l_d führt zu:

$$l_d = \frac{\varepsilon_{c3} * (d-x)}{\varepsilon_{cfk}} \qquad \textit{Gl. 2.23}$$

Die Betondruckkraft F_c wiederum kann über Gl. 2.24 bestimmt werden:

$$F_c = \frac{l_d * b * f_c}{2} + (x - l_d) * b * f_c \qquad \textit{Gl. 2.24}$$

Einsetzen von Gl. 2.23 in Gl. 2.24 und umstellen nach x führt zur Höhe der Betondruckzone:

$$x = \left(\frac{F_c}{b * f_c} + \frac{\varepsilon_{c3} * d}{2 * \varepsilon_{cfk}} \right) * \frac{1}{1 + \frac{\varepsilon_{c3}}{2 * \varepsilon_{cfk}}} \qquad \textit{Gl. 2.25}$$

Nach der Gleichgewichtsbedingung muss gelten:

$$F_c = F_{cfk} \qquad \textit{Gl. 2.26}$$

Einsetzen von Gl. 2.26 in Gl. 2.25 führt zu:

$$x = \left(\frac{F_{cfk}}{b * f_c} + \frac{\varepsilon_{c3} * d}{2 * \varepsilon_{cfk}} \right) * \frac{1}{1 + \frac{\varepsilon_{c3}}{2 * \varepsilon_{cfk}}} \qquad \textit{Gl. 2.27}$$

Über die Zugfestigkeit und die Querschnittsfläche der Bewehrung kann zunächst F_{cfk} und mithilfe von Gl. 2.27 die Höhe der Betondruckzone x bestimmt werden. Gl. 2.23 führt zum Abstand des Dehnungsnullpunktes zu ε_{c3}, l_d, Gl. 2.24 darauf aufbauend zur resultierenden Betondruckkraft F_c. Die resultierende Betondruckkraft F_c wiederum muss nach Gl. 2.26 mit der Zugkraft der Bewehrung F_{cfk} im Gleichgewicht stehen. Über den Hebelarm der inneren Kräfte ergibt sich das Moment

$$M_R = F_c * z = F_{cfk} * z \qquad \textit{Gl. 2.28}$$

Der Zusammenhang zwischen Moment und Querschnittsverkrümmung wird durch die Momenten-Krümmungs-Beziehung (M-κ-Beziehung) charakterisiert. In Abbildung 2.32 ist der Verlauf eines biegebeanspruchten Balkens, mit einer rein elastischen Bewehrung, dargestellt. Im Gegensatz zu einem Balken aus Stahlbeton existiert aufgrund der Materialeigenschaften der Bewehrung kein Fließmoment.

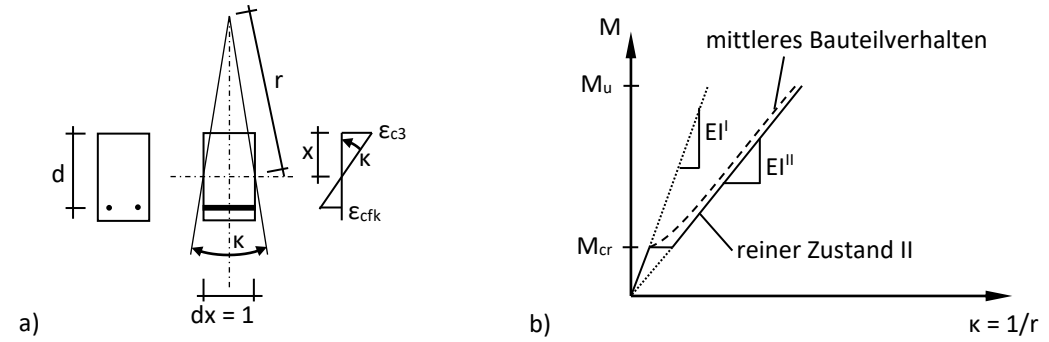


Abbildung 2.32: Querschnitt zur Herleitung der M-κ-Beziehung am gerissenen Querschnitt (a) nach ZILCH [18]; M-κ--Beziehung eines carbonbewehrten Betonbalkens (b) nach SCHLAICH ET AL. *[86]*

Beeinflusst wird die M-κ-Beziehung vom E-Modul der Bewehrung und den geometrischen Größen x und z, die wiederum vom E-Modul und der σ-ε-Beziehung des Betons abhängig sind [87]. Bis zum Rissmoment ist der M-κ-Verlauf linear (EI^{I} = const.) und kann über die Beziehung nach Gl. 2.29 charakterisiert werden.

$$\kappa^{I} = \frac{M_E}{EI^{I}} \text{ mit} \qquad \textit{Gl. 2.29}$$

$$EI^{I} = E_c * I_i \qquad \textit{Gl. 2.30}$$

Im Zustand II kann die Biegesteifigkeit EI^{II} im Rissquerschnitt vereinfacht für den gesamten Balken nach Gl. 2.31 bestimmt werden.

$$EI^{II} = E_{cfk} A_{cfk} * z(d-x) \qquad \textit{Gl. 2.31}$$

Die dazugehörige Krümmung errechnet sich aus dem Dehnungsunterschied zweier beliebiger Querschnittsfasern nach

$$\kappa^{II} = \frac{1}{r} = \frac{M_E}{EI^{II}} = \frac{\varepsilon_{cfk} - \varepsilon_{c3}}{d} = \frac{\varepsilon_{cfk}}{d-x} = \frac{M_E}{E_{cfk} A_{cfk} z(d-x)} \qquad \textit{Gl. 2.32}$$

Beim Vergleich von rechnerischen und experimentell ermittelten M-κ-Beziehungen werden zwar die kennzeichnenden Momente M_{cr} und M_u gut wiedergegeben, jedoch wird die Steifigkeit des Bauteils im reinen Zustand II unterschätzt (vgl. Abbildung 2.32b). Der Grund ist die Aktivierung des Betons zwischen den Rissen (Tension-Stiffening) durch zwischen Beton und Bewehrung wirkende Verbundspannungen. In den an die Risse angrenzenden Bereichen nehmen die Dehnungen signifikant ab. Dadurch liegt die über ein Bauteil zwischen den Rissen gemittelte Krümmung deutlich unter der Krümmung im reinen Zustand II. Eine realitätsnahe Berechnung kann über mittlere Kennwerte erfolgen (Gl. 2.33):

$$\kappa^{II} = \frac{1}{r_m} = \frac{M_E}{EI_m^{II}} = \frac{\varepsilon_{ckf,m} - \varepsilon_{c3}}{d} = \frac{\varepsilon_{cfk,m}}{d-x_m} = \frac{M_E}{E_{cfk} A_{cfk} z_m (d-x_m)} \qquad \textit{Gl. 2.33}$$

Neben der Krümmung wird in den nachfolgenden Kapiteln eine Analyse des Verformungsverhaltens über die Durchbiegung w erfolgen. Diese ergibt sich aus der zweifachen Integration der Krümmung über die Bauteillänge nach Gl. 2.34. Da die Ableitung keine Annahmen zum Materialverhalten impliziert, gilt die Beziehung auch für den gerissenen Querschnitt im Zustand II [18].

$$-w'' = \kappa \qquad \textit{Gl. 2.34}$$

Die Berechnung von punktuellen Verformungsgrößen erfolgt mithilfe des Prinzips der virtuellen Kräfte. Die Anwendung wird nachstehend anhand von Abbildung 2.33 dargestellt. In jedem infinitesimalen Abschnitt dx wird durch die Krümmung κ eine Winkeländerung dφ hervorgerufen [88]:

$$d\varphi = \kappa * dx \qquad \textit{Gl. 2.35}$$

Im betrachteten Abschnitt beträgt die Verformung:

$$dw = d\varphi * x \qquad \textit{Gl. 2.36}$$

Einsetzen der Gl. 2.35 in Gl. 2.36 ergibt:

$$dw = \kappa * dx * x \qquad \textit{Gl. 2.37}$$

Durch Integration der Gl. 2.37 über die Bauteillänge ergibt sich die Verformung zu:

$$w = \int_{x=0}^{l} dw = \int_{x=0}^{l} \kappa * dx * x \qquad \textit{Gl. 2.38}$$

Am Ort der Bestimmung der vertikalen Verformung wird eine virtuelle Kraftgröße δF aufgebracht. Aus δF resultiert ein virtuelles Moment δM. Durch δM wird der Einfluss der Krümmung in jedem Balkenabschnitt auf die gesuchte Durchbiegung beschrieben. Das virtuelle Moment fungiert als Wichtungsfunktion.

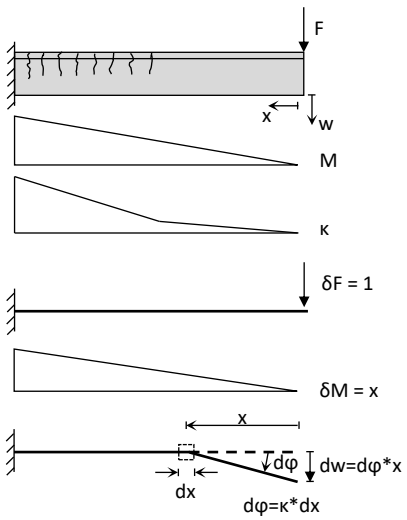


Abbildung 2.33: Prinzip der virtuellen Kräfte am gerissenen Stahlbetonbalken nach ZILCH *[18]*

Für die Bestimmung der Durchbiegung ergibt sich:

$$w = \int_{x=0}^{l} \kappa * \delta M \, dx \qquad \textit{Gl. 2.39}$$

Für die Bestimmung der Durchbiegung an einem diskreten Punkt nach Gl. 2.39 eignen sich numerische Lösungsverfahren. In der vorliegenden Arbeit wird die Simpsonregel angewendet. Beide Verfahren

zählen zu den Newton-Cotes-Formeln und eignen sich gut für eine tabellarische Berechnung, wie sie mit Tabellenkalkulationsprogrammen möglich sind [18].

Für die Anwendung der Simpsonregel wird der Integrationsbereich in eine gerade Anzahl von Abschnitten der Länge Δx unterteilt. Mithilfe von n + 1 Stützstellen ist das Integral durch Gl. 2.40 zu bestimmen.

$$\int_{x_0}^{x_n} f(x)dx = \frac{\Delta x}{3}(f(x_0)+4*f(x_1)+2*f(x_2)+4*f(x_3)+\ldots \\ \ldots+2*f(x_{n-2})+4*f(x_{n-1})+f(x_n)) \qquad \textit{Gl. 2.40}$$

Das Integral aus Gl. 2.40 kann vereinfacht als Summe mit den Vorfaktoren f_i, der Krümmung κ_i und dem virtuellen Moment δM_i dargestellt werden [88]:

$$w = \frac{\Delta x}{3} * \sum_{n=1}^{n+1} f_i * \kappa_i * \delta M_i \qquad \textit{Gl. 2.41}$$

2.4 Zusammenfassung und Forschungsbedarf

Durch die Unterteilung in Druck-, Zug- und Scherverbindungen im Abschnitt 2.2 konnten typische Verbindungen aufgezeigt und deren konstruktive Durchbildung dargestellt werden. Es wurde festgestellt, dass Druckverbindungen aus dem Stahlbetonfertigteilbau auf carbonbewehrte Fertigteile übertragen werden können, da der Kraftfluss hauptsächlich durch den Beton erfolgt. Zu beachten sind allerdings die wesentlich schlankeren Bauteilgeometrien der Carbonbetonbauteile, wodurch Anpassungen der Geometrien im Auflagerbereich erfolgen müssen.

In Schubverbindungen trägt sowohl der Beton als auch die Bewehrung zur Kraftübertragung bei. Die Bewehrung ist dabei üblicherweise orthogonal zur Verbindungsfuge angeordnet, auch wenn je nach Normung Winkel zwischen Bewehrung und Bauteilrand von $\alpha < 90°$ zulässig sind (z. B. $45° < \alpha < 90°$ in [19, 30]). Die Bewehrung wird dabei durch axiale Zugspannungen und Scherspannungen beansprucht (Abbildung 2.11b). Wird metallische Bewehrung verwendet und gleichzeitig das Plastizieren dieser vorausgesetzt, kann von einer gleichmäßigen Spannungsverteilung in den angeordneten Bewehrungsstahl über die gesamte Scherverbindung hinweg ausgegangen werden. Hierdurch wird dem Versagen einzelner Stäbe vorgebeugt und eine höhere Tragsicherheit der Verbindung erreicht. Die Umsetzung einer solchen Scherverbindung mit CFK-Bewehrungen ist aufgrund der anisotropen Eigenschaften in Kombination mit den wirkenden Kräften orthogonal zur Stabachse nicht werkstoffgerecht.

Kraftschlüssige Zugverbindungen faserbewehrter Bauteile wurden im Rahmen von Forschungsarbeiten [32–34] behandelt. Als Lösungsansätze wurden das Verkleben und die Verwendung von Bolzen gewählt. Diese Forschungsarbeiten beinhalteten Versuche mit verhältnismäßig kleinen Prüfkörpergeometrien. Ein Übertrag der positiven Ergebnisse auf großformatige Versuche hat trotz der schon länger zurückliegenden Arbeiten nicht stattgefunden. Die in der Baupraxis vorkommenden Beispiele carbonbewehrter Fertigteile weisen keine kraftschlüssigen Verbindungen verschiedener Bauteile durch deren Carbonbewehrung auf. Die Auflagerpunkte, an denen Zug- und Scherkräfte übertragen werden können, sind mit metallischen Einbauteilen ausgeführt, durch die eine Verschraubung der Bauteile erfolgen kann (Abbildung 2.18 bis Abbildung 2.20). Ein Anschluss an die Carbonbewehrung findet nicht statt.

Übergeordnet lässt sich feststellen, dass die in der Praxis vorkommenden Bauteilverbindungen eine Kombination aus Druck-, Zug- und Scherkräften übertragen. Reine Druckverbindungen, bei denen Lösungen aus dem Stahlbetonbau gut auf den Carbonbetonbau übertragen werden können, kommen nur in seltenen Fällen vor. Sollen auch Zug- oder Scherkräfte übertragen werden, bedarf es unter Umständen an einer kraftschlüssigen Verbindung der Bauteilbewehrungen. Es finden sich allerdings nur sehr wenige Forschungen für solche Verbindungen. Dadurch besteht ein dringender Forschungsbedarf für Zug- und Scherverbindungen von carbonbewehrten Betonfertigteilen. Nur so kann ein ganzheitlicher Übertrag der Bauweise mit carbonbewehrten Betonfertigteilen von der Forschung in die Praxis gelingen.

Die vorliegende Arbeit konzentriert sich auf die Entwicklung und Erforschung einer Zugverbindung. Es werden nachstehende Fragen untersucht:

- Wie können Fertigteile mit Blick auf die Carbonbewehrung werkstoffgerecht verbunden werden?
- Wie lässt sich Carbonbewehrung im Detail verbinden, respektive, wie lassen sich die Lösungen des Stahlbetonbaus (Muffenstoß/Schweißen etc.) werkstoffgerecht übertragen?
- Welchen Einfluss hat eine solche Verbindung auf das Trag- und Verformungsverhalten der Bauteile?
- Kann das Trag- und Verformungsverhalten von verbundenen Bauteilen mit den Berechnungsmethoden aus Abschnitt 2.3 beschrieben werden?

3. Eigener Lösungsansatz

3.1 Voruntersuchung

Untersuchungen an carbonbewehrten Betonfertigteilen [89, 9, 7] haben gezeigt, dass die CFK-Bewehrung durch ihre anisotropen und nicht plastischen Materialeigenschaften einen anderen Umgang erfordern, als es bei der Verwendung einer Stahlbewehrung notwendig ist (Kapitel 2). Eine aus dem Bauteil herausstehende CFK-Bewehrung birgt die Gefahr, dass diese Bewehrung irreversibel beschädigt wird, respektive abbricht, und somit das gesamte Bauteil nicht verwendet werden kann. Als Beispiel kann der vorgespannte Brückenträger genannt werden, der im Forschungsvorhaben C³-V4.2 entwickelt wurde [89]. Hier kam es zu Beschädigungen der CFK-Stäbe, die als Teil der Anschlussbewehrung zwischen Halbfertigteil und Rahmenecke dienten und über die Bauteilgrenze des Halbfertigteil herausragten (Abbildung 3.1). Aufgrund dieser Erkenntnisse war es das Ziel, eine kraftschlüssige Verbindung der Bauteilbewehrung zu entwickeln, bei der die CFK-Bewehrung mit dem Bauteilrand abschließt.

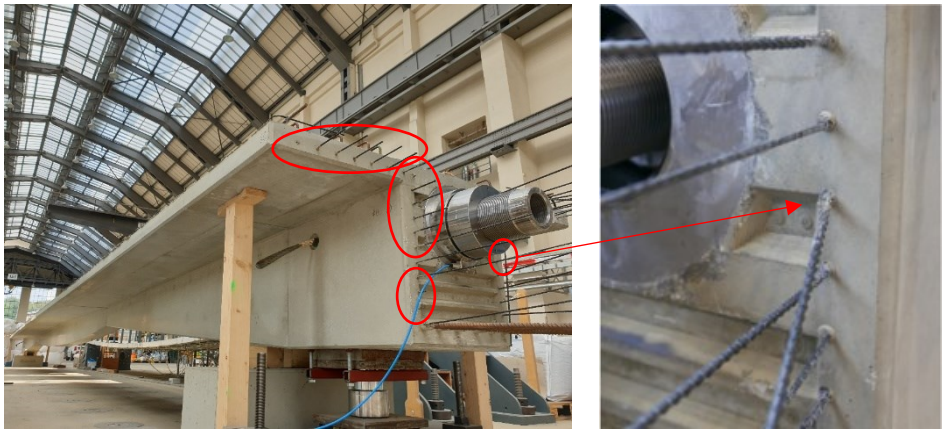


Abbildung 3.1: Anschlussbewehrung zwischen Halbfertigteil und Widerlager; abgebrochene CFK-Stäbe sind rot markiert

Für eine baupraktische Verbindung, die ein schnelles Errichten der Tragwerke ermöglicht, war eine geringe Anzahl an Kopplungspunkten zwischen den Fertigteilen das Ziel. Bei Fertigteilen mit einer stabförmigen CFK-Bewehrung müssen demnach die Bewehrungen der Bauteile, die für den Lastabtrag erforderlich sind, kraftschlüssig miteinander verbunden werden. Bei Fertigteilen mit einer flächigen CFK-Bewehrung implizieren einzelne Kopplungspunkte, dass die Kräfte aus der flächigen Bewehrung in einer stabförmigen Bewehrung konzentriert werden müssen. Die konzentrierten Kräfte können dann analog zu den Fertigteilen mit einer stabförmigen Bewehrung punktuell an anschließende Bauteile weitergegeben werden. Im Stahlbetonbau sind solche Verbindungen der Bewehrung in Form von Schraub- (vgl. Abbildung 3.2), Schweiß- oder Klemmverbindungen zu finden.

Abbildung 3.2: Beispiele einer Verbindung für Stahlbewehrungen aus [90]

Diese Verbindungen sollten in Voruntersuchungen werkstoffgerecht für die CFK-Bewehrung übersetzt werden. Durch eine Klemmung oder Verschraubung der CFK-Bewehrung entstehen Spannungsspitzen quer zur Faserrichtung. Es kann zum Bruch der Carbonfasern und zu einem frühzeitigen Versagen der Bewehrung kommen. Wichtig bei der Entwicklung einer Verbindung war es demnach, dass die Kräfte aus dem Bewehrungsstab möglichst gleichmäßig in die Verbindung abgegeben werden. Eine Möglichkeit ist die Verwendung einer Hülse, in der der CFK-Stab über einen Vergussmörtel verankert wird. Durch den flüssigen Zustand und den späteren Abbindeprozess des Vergussmörtels erfolgt ein Formschluss zwischen Bewehrungsstab und Vergussmörtel bzw. zwischen Vergussmörtel und Hülse (vgl. Abbildung 3.3).

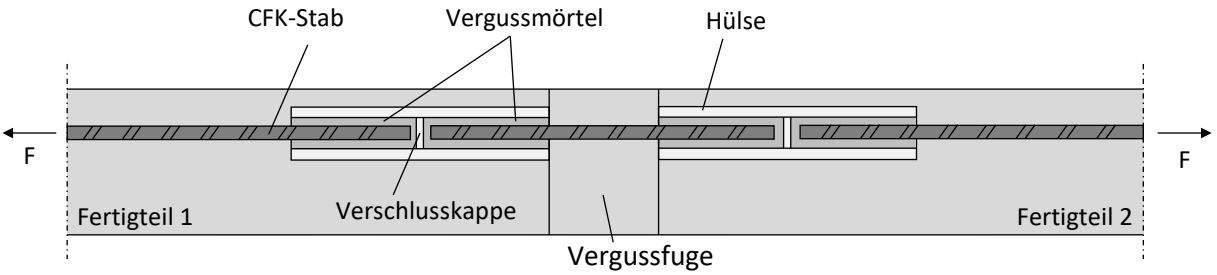


Abbildung 3.3: Prinzip der Bauteilverbindung mittels CFK-Hülse und CFK-Stab

Zu Beginn der Untersuchungen wurde eine Hülse mit Innenprofilierung aus CFK angestrebt. Als Vergussmörtel sollte ein expansiver Mörtel verwendet werden, um gute Verbundeigenschaften zu erzielen und somit eine möglichst kurze Verankerungslänge sicherzustellen. Zum Verbinden der Bauteile, war ein weiterer CFK-Stab nötig, der die Fertigteile über einen Verguss in der CFK-Hülse kraftschlüssig verbindet (Abbildung 3.3). Aus den Untersuchungen haben sich nachstehende Kritikpunkte ergeben:

- Das Einbringen einer Innenprofilierung in die CFK-Hülse zur Steigerung der Verbundeigenschaften ist nur mit einem hohen technischen Aufwand bei gleichzeitig geringen Profilhöhen möglich. Ohne eine Innenprofilierung erfolgt die Kraftübertragung zwischen Vergussmörtel und Hülse über Adhäsion und den Reibverbund, wodurch nur sehr geringe Kräfte übertragen

werden können. Es ist gelungen, eine Profilierung mit einer Höhe von 0,2 mm umzusetzen (vgl. Abbildung 3.4).

- Das Befüllen der CFK-Hülse mit einem Expansivmörtel gestaltet sich vergleichsweise kompliziert. Es konnte kein praxistauglicher Verschluss der Hülse entwickelt werden, der das Herausquellen des Expansivmörtels während des Aushärtens verhindert. Dadurch war eine ganzheitliche Entwicklung der CFK-Hülse als Verbindungselement nicht möglich.
- Da eine Verschraubung der CFK-Hülse schwer umzusetzen ist, muss zur Verbindung von zwei Bauteilen ein weiterer Verguss z. B. eines CFK-Stabs auf der Baustelle erfolgen (vgl. Abbildung 3.3b). Der Verguss der Hülse bedeutet einen weiteren Arbeitsschritt bei der Herstellung der Bauteilverbindung, bei dem eine sorgfältige, fachgerechte Ausführung zur Sicherung der Tragfähigkeit notwendig ist.

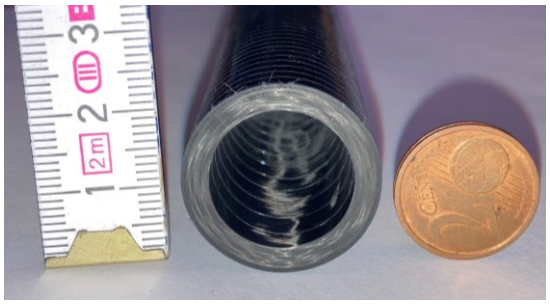


Abbildung 3.4: CFK-Hülse als Verbindungselement für stabförmige CFK-Zugglieder

Aufgrund dessen wurde anstelle der CFK-Hülse eine Hülse aus Edelstahl als Vorzugsvariante gewählt. Edelstahl korrodiert ebenfalls nicht, wodurch keine Betondeckung als Korrosionsschutz erforderlich ist. Durch das Einbringen eines Innengewindes in die Edelstahlhülse erfolgt eine Verzahnung zwischen Vergussmörtel und Hülse. Gleichzeitig stellt das Innengewinde den Kopplungspunkt zwischen den Fertigteilen dar, wodurch eine Verbindung durch einfaches Verschrauben und ohne einen weiteren Verguss der Hülse auf der Baustelle erfolgen kann. Diese Variante wird im nachstehenden Abschnitt vorgestellt.

3.2 Edelstahlhülse als Endverankerung

Eine Edelstahlhülse, kombiniert mit einem expansiven Mörtel, ist durch einen Formschluss zwischen Mörtel und CFK-Zugglied eine werkstoffgerechte Endverankerung für stabförmige CFK-Zugglieder [89, 91, 78]. Über Verbundspannungen wird die Zugkraft vom Stab, über den Mörtel, in die Edelstahlhülse übertragen. Die Expansion des Mörtels erzeugt einen Querdruck, erhöht dadurch die Verbundtragwirkung und ermöglicht eine kurze Verankerungslänge des CFK-Stabs. Bauteilseitig kann die CFK-Bewehrung direkt als Zugbewehrung verstanden werden oder durch eine einfache Übergreifung an die Bauteilbewehrung anschließen. Wird die Edelstahlhülse über eine Verbindungsmöglichkeit an ein weiteres Bauteil erweitert, entsteht eine einfache, baupraktische und werkstoffgerechte Verbindung für CFK-Zugglieder (vgl. Abbildung 3.5). Die Verbindung der Bauteile erfolgt über eine Verschraubung. Als Verbindung der Bauteile wird in der vorliegenden Arbeit eine Gewindestange verwendet. Prinzipiell ist eine Verbindung jedoch mit einer Vielzahl an Stahleinbauteilen möglich, sofern diese ein Gewinde zum Verschrauben besitzen.

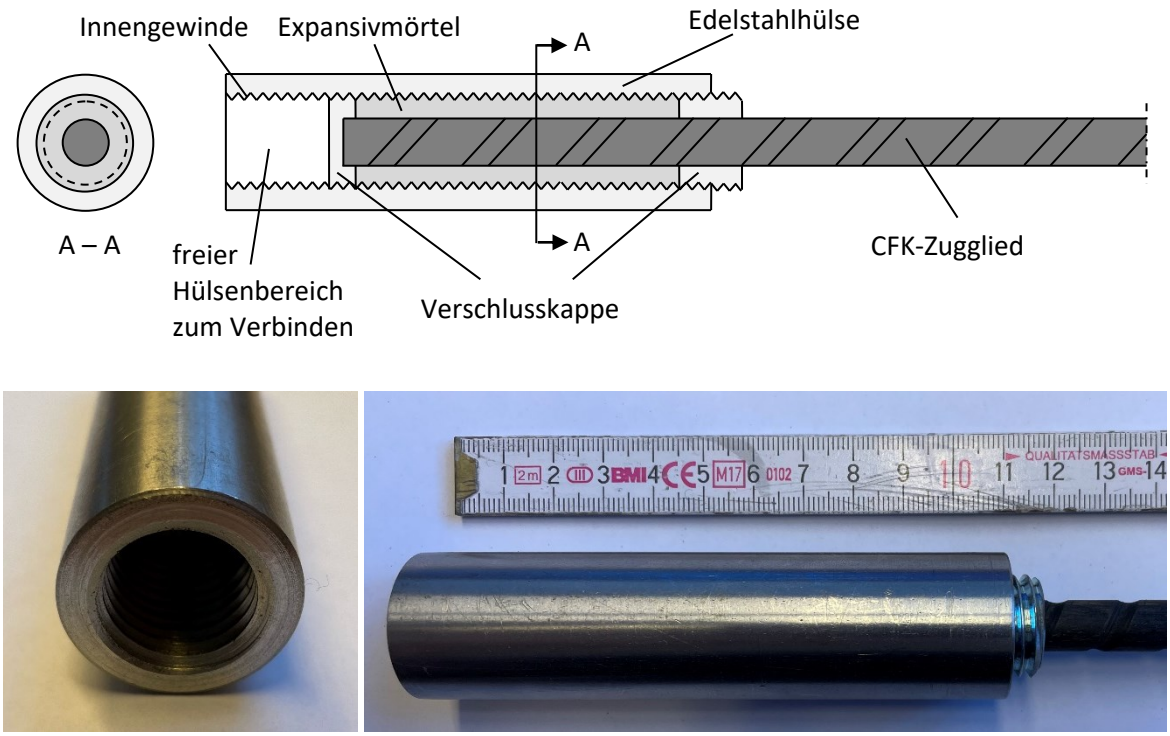


Abbildung 3.5: Edelstahlhülse als Verbindungselement für stabförmige CFK-Zugglieder

Das Innengewinde der Hülse führt im Bereich des Mörtelvergusses vom CFK-Stab durch eine Verzahnung zu einer erhöhten Verbundtragwirkung zwischen Hülse und Mörtel. Die Edelstahlhülse schließt mit dem Bauteilrand des Fertigteils ab, um Beschädigungen an der Verbindung während des Transports und der Montage vorzubeugen.

3.3 Anwendung in Bauteilen

Das Prinzip der Verbindung mittels der Endverankerung ist am Beispiel zweier Fertigteilplatten des in Kapitel 6 vorgestellten Probekörpers in Abbildung 3.6 dargestellt. In einem ersten Schritt werden die Fertigteile in Position gebracht. Zu diesem Zeitpunkt ist die Gewindestange schon in einer der Edelstahlhülsen verschraubt. Das erfordert zwei Hülsen, die sich in ihrer Länge unterscheiden. Die Hülse, in der die Gewindestange vor dem Verbinden eingeschraubt ist, besitzt eine im Vergleich größere Länge. Die genauen Abmessungen werden in Kapitel 4 bestimmt. Nach dem Positionieren werden die Bauteile durch das Verschrauben der Edelstahlhülsen über die Gewindestange miteinander verbunden. Abschließend wird die Fuge mit einem Vergussmörtel vergossen. Abbildung 3.7 zeigt Betonfertigteile in Form von Balken vor und nach dem Verschrauben der Edelstahlhülsen bzw. der Bauteile.

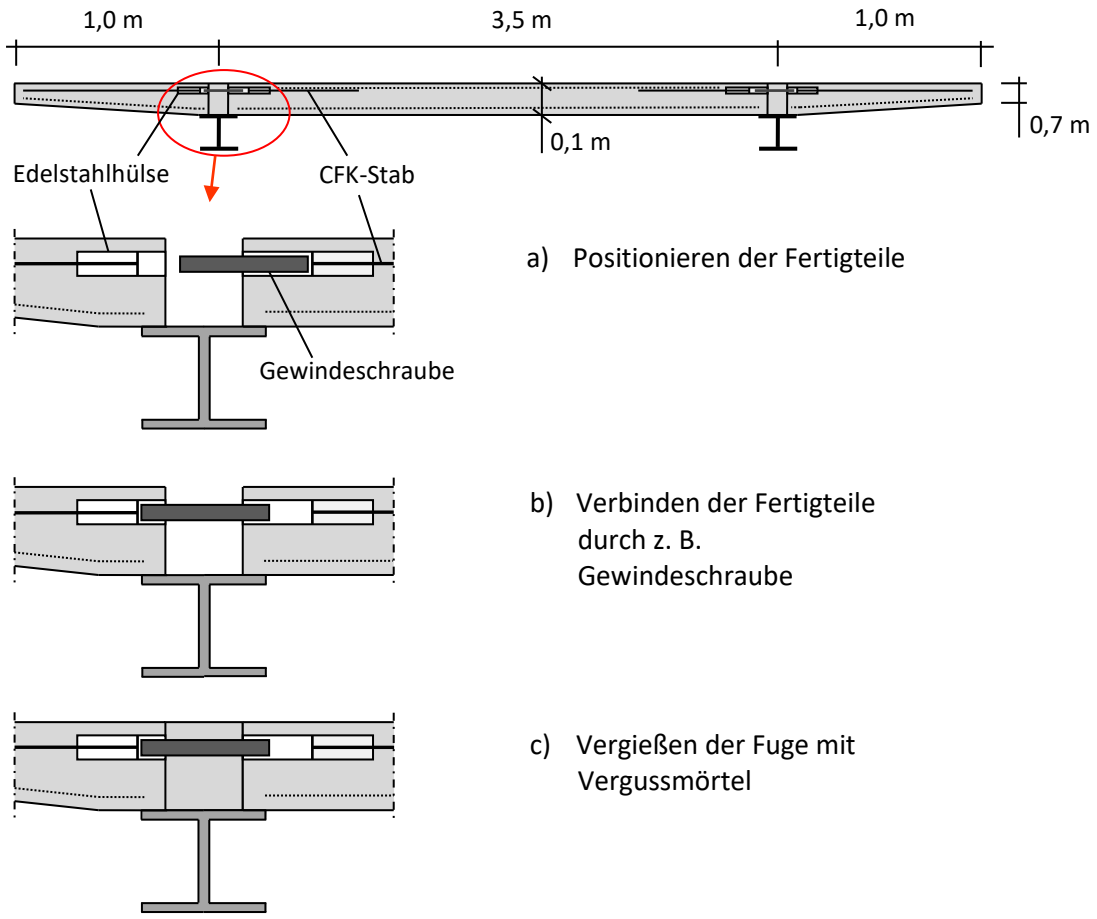


Abbildung 3.6: Ablauf des Verbindens zweier Fertigteile

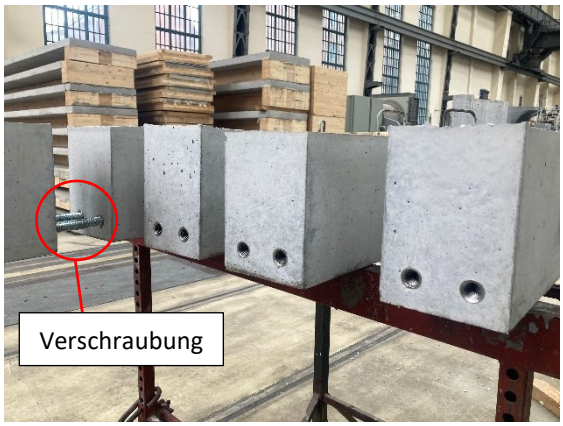


Abbildung 3.7: Betonfertigteile vor und nach dem Verschrauben

Der Kraftfluss im Zugbereich zwischen zwei Bauteilen über die Verbindung mithilfe eines Stabwerkmodells ist in Abbildung 3.8 dargestellt. Die Kraft F wird über die Verbundspannungen τ_b vom Stab in den Mörtel und anschießend in die Hülse übertragen. Die dabei entstehenden Ringzugspannungen im Mörtel werden in Form von umlaufenden Zugspannungen von der Hülse aufgenommen. Gleichzeitig resultieren aus der Mörtelexpansion ein Querdruck auf den CFK-Stab und eine zusätzliche Beanspruchung der Hülse in umlaufende Richtung. Der Querdruck auf den Stab steigert die Verbundtragwirkung zwischen Stab und Mörtel und ermöglicht dadurch kurze Verankerungslängen.

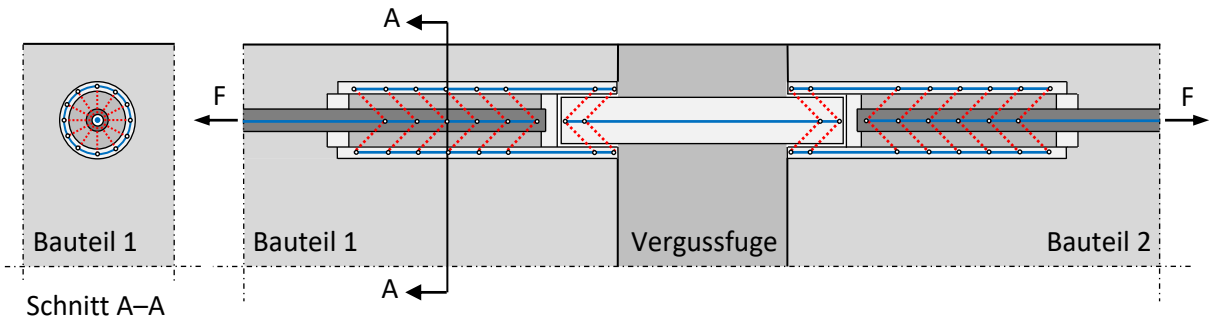


Abbildung 3.8: Kraftfluss im Zugbereich zweier Bauteile über die Verbindung

Abbildung 3.9: Längs- und Querschnitt einer Verbindungshülse, hergestellt durch das Ausschneiden mittels Winkelschleifer

Für eine ganzheitlichen Erforschung der in Abbildung 3.9 dargestellten Endverankerung als Verbindungselement sind folgende Themen zu bearbeiten:

1. Verbund: Durch die Untersuchung der Verbundeigenschaften kann die Verankerungslänge der CFK-Bewehrung in der Hülse bestimmt werden. Entscheidenden Einfluss haben der verwendete Mörtel und der damit verbundene Innendruck in der Hülse. Es werden Verbundspannungs-Schlupf-Beziehungen ermittelt und daraus Verbundeigenschaften abgeleitet.
2. Expansivmörtel: Der Expansivmörtel erzeugt einen Innendruck, der in einem Querdruck auf den CFK-Stab resultiert. Zum Verständnis der Expansion werden bauchemische Untersuchungen sowie Untersuchungen zur Entwicklung des Innendrucks in Kombination mit der verwendeten Edelstahlhülse durchgeführt.
3. Das Verbinden von Bauteilen: Es wird das Tragverhalten der Hülsenverbindung in Bauteilen untersucht. Neben der Beschreibung des Trag- und Verformungsverhaltens des Verbindungsbereichs über die Momenten-Krümmungs-Beziehung kann gleichzeitig festgestellt werden, ob die entwickelte Verbindung den baupraktischen Ansprüchen genügt.

Die Untersuchungen berücksichtigen eine große Anzahl an untereinander korrelierenden Parametern. Zur Erzielung klarer, voneinander entkoppelter Aussagen über die Wirkungsmechanismen der Endverankerung und ferner der gesamten Verbindung werden im Vorwege Parameter festgelegt. Als CFK-Zugglied wird der C4R-Stab, Ø 10 mm, des Herstellers ThyssenKrupp gewählt. Er zeichnet sich durch gute Verbundeigenschaften aus, mit denen kurze Verankerungslängen erzielt werden können [44]. Gleichzeitig ist er frei am Markt erhältlich, wodurch eine einfache Integration der Verbindung in die

Praxis erfolgen kann. Es wird das Material der Edelstahlhülse mit der Werkstoffnummer 1.4301 festgelegt. Die Abmessungen der Hülse wurden auf Grundlage des gewählten CFK-Stabs und den darauf aufbauenden numerischen Untersuchungen zur Edelstahlhülse ermittelt (Abschnitt 4.4). Es ergibt sich ein Außendurchmesser von r_a = 28,0 mm und ein Innendurchmesser von r_i = 20,0 mm. Ferner wird ein Expansivmörtel, der unter dem Namen Betonamit des Unternehmens Kubatec BMT AG vertrieben wird, verwendet. Detaillierte Ausführungen zu den Materialien finden sich im Abschnitt 4.3.

4. Untersuchung der Stabverankerung

4.1 Allgemeines

Es werden experimentelle und numerische Untersuchungen an der Stabverankerung dargestellt. Die experimentellen Untersuchungen der Stabverankerung gliedern sich in axiale Zugversuche und Versuche zur Umfangsdehnungsänderung der Edelstahlhülse aufgrund der Mörtelexpansion in Abhängigkeit der Zeit. Die numerischen Untersuchungen werden zur Dimensionierung der Edelstahlhülse und zur Ermittlung der Verankerungslänge durchgeführt. Die Auswertung und Interpretation der Ergebnisse erfolgen basierend auf den in Abschnitt 2.3 dargestellten Grundlagen.

Die axialen Zugversuche liefern Erkenntnisse über das Verbundverhalten des Stabes in der Endverankerung. Es werden die Verbundeigenschaften über die Verbundspannungs-Schlupf-Beziehung (VSB) beschrieben und mithilfe dieser und numerischer Berechnungen die Verankerungslänge l_b des Stabes in der Endverankerung bestimmt. Das Langzeitverhalten der Verbundtragwirkung wird anhand von zyklischen Tastversuchen beschrieben. Die wirkenden Verbundmechanismen werden durch eine mikroskopische Betrachtung der Grenzflächen Stab – Mörtel und Mörtel – Edelstahlhülse analysiert.

Versuche zur Umfangsdehnungsänderung der Edelstahlhülse aufgrund der Mörtelexpansion in Abhängigkeit der Zeit, führen unter Heranziehung der Grundlagen aus Abschnitt 2.3.4 zum wirkenden Innendruck.

Es lassen sich folgende Hauptziele ableiten:

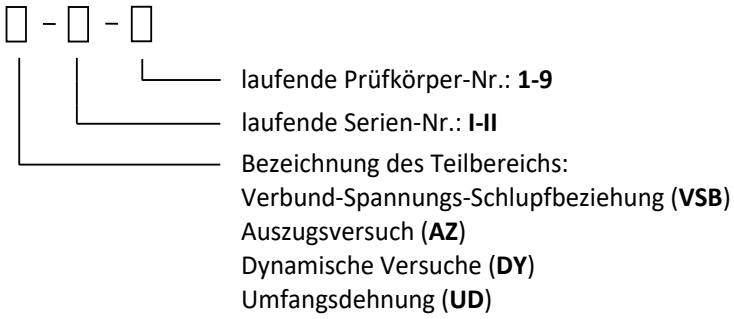
- Ermittlung der Querschnittsabmessungen der Edelstahlhülse über eine numerische Berechnung;
- Bestimmung der Verankerungslänge des Stabes in der Endverankerung;
- Beschreibung der Verbundeigenschaften über die VSB;
- Ermittlung des Innendrucks.

Die Nebenziele werden wie folgt definiert:

- Beschreibung des Verbundtragverhalten unter zyklischer Beanspruchung;
- Analyse der Verbundmechanismen anhand einer mikroskopischen Untersuchung.

4.2 Versuchsprogramm

Zur Identifikation der Versuchsserien und -körper wird die nachstehende Nomenklatur verwendet.



Die axialen Auszugsversuche wurden an den servohydraulischen Prüfmaschinen Instron 8502 und Zwick HB 500 in der Peter-Behrens-Halle der TU Berlin durchgeführt. Für die statischen Zugversuche wurde die Prüfgeschwindigkeit mit 0,04 mm/s festgelegt. Die zyklischen Versuche wurden mit einer Geschwindigkeit von 4,0 Hz gefahren. Die Lagerung der Prüfkörper bis zu den Versuchen erfolgte immer in einer Klimakammer bei einer Temperatur von 20 °C und 60 % relativer Luftfeuchte. Die Messung der Relativverschiebung zwischen Endverankerung und Stab erfolgte über zwei Wegnehmer.

Die Bestimmung der Umfangsdehnungsänderung der Edelstahlhülse über die Zeit erfolgten in der Klimakammer, ebenfalls bei einer Temperatur von 20 °C und 60 % relativer Luftfeuchte. Zur Aufzeichnung der Umfangsdehnung wurden Dehnungsmessstreifen (DMS) des Typs FLAB-10-11-1LJC-F verwendet.

Tabelle 4.1: Überblick der Versuchsreihen zur Stabverankerung

Bezeichnung	Teilbereich	Verankerungslänge [cm]	Anzahl Probekörper
VSB-I-1 bis 6	VSB Expansivmörtel	2,5	6
AZ-I-1 bis 9	Auszug	7,0	9
AZ-II-1 bis 5	Auszug	7,0	3
DY-I-1 bis 3	Dynamisch	7,0	3
UD-I-1 bis 5	Innendruck / Auszug	7,0	5

Tabelle 4.1 gibt einen Überblick über die durchgeführten Versuche. Die Auszugversuche mit der laufenden Seriennummer I wurden 28 Tage nach der Probekörperherstellung durchgeführt. Die Auszugversuche mit der laufenden Seriennummer II beschreiben Versuche nach einer Lagerung der Probekörper von 7,5 Monaten. Eine detaillierte Beschreibung der jeweiligen Versuche findet sich in den entsprechenden Abschnitten.

4.3 Elemente, Materialien und Herstellung der Probekörper

Carbonstab

Für die durchgeführten Versuche wurde ein Carbonstab des Unternehmens ThyssenKrupp verwendet, der aus Carbonfasern und einer Epoxidharzmatrix besteht. Der Kerndurchmesser des Stabes, bei dem

alle Fasern gestreckt vorliegen, wird vom Hersteller mit 8,5 mm angegeben, der Außendurchmesser mit 10,0 mm. Die Profilierung wird durch ein nachträgliches Einfräsen in einem separaten Arbeitsschritt erzielt.

Die vom Hersteller angegebenen und die in eigenen experimentellen Untersuchungen ermittelten Materialeigenschaften sind in Tabelle 4.2 aufgeführt. Die eigenen Untersuchungen wurden im Rahmen der Abschlussarbeit von GERICKE [92] ermittelt. Insgesamt wurden neun Probekörper zur Bestimmung der Materialkennwerte getestet. In den nachfolgenden Untersuchungen werden die experimentell ermittelten Materialkennwerte verwendet.

Abbildung 4.1 zeigt den theoretischen und experimentell bestimmten, gemittelten Verlauf der σ-ε-Beziehung. Anhand der Untersuchung wurde der E-Modul des CFK-Stabs ermittelt. Die Messtechnik (Abbildung 4.2) wurde bei ca. 2/3 der erwarteten Stabzugfestigkeit demontiert, um etwaige Beschädigungen an der Messtechnik durch ein frühzeitiges Versagen der Probekörper vorzubeugen. Alle Probekörper wurden bis zum Bruch gefahren und aus der Maschinenkraft F die Zugfestigkeit $\sigma_{u,exp}$ und aus der Dehnung ε des Wegnehmers die Bruchdehnung $\varepsilon_{u,exp}$ rechnerisch ermittelt.

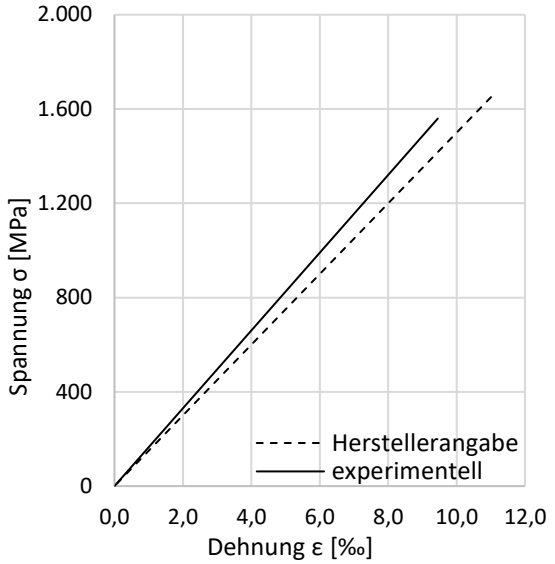


Abbildung 4.1: Vergleich der experimentellen und charakteristischen σ-ε-Beziehung des verwendeten CFK-Stabs

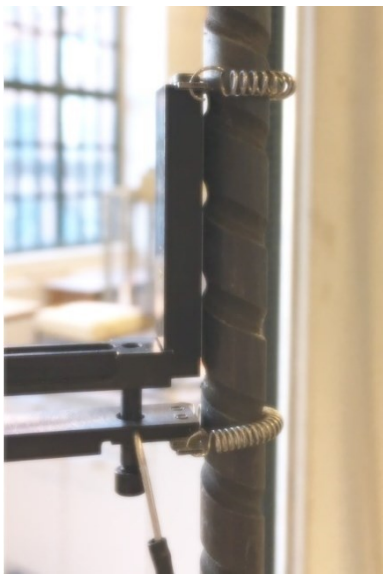


Abbildung 4.2: Wegnehmer zur Bestimmung der σ-ε-Beziehung aus [92]

Tabelle 4.2: Bezeichnung experimentell ermittelter Materialkennwerte CFK-Stab

	Herstellerangabe					Experimentell ermittelt			
Name	$Ø_{außen}$ [mm]	$Ø_{innen}$ [mm]	E-Modul [MPa]	$\varepsilon_{u,k}$ [‰]	$\sigma_{u,k}$ [N/mm²]	E-Modul [MPa]	$\varepsilon_{u,exp}$ [‰]	$\sigma_{u,exp}$ [N/mm²]	F_U [kN]
C4R	10,0	8,5	151 000	11,0	1650	165 000	9,45	1560	88,5

Edelstahlhülse

Die Stabverankerung wurde aus Edelstahl der Werkstoffnummer 1.4301 gefertigt. Dies ist ein austenitischer Stahl, der in den Festigkeitsklassen von S235 bis S460 im Bauwesen Verwendung findet. Die Herstellung erfolgte extern über ein Unternehmen. Das Innengewinde hat einen Nenndurchmesser

von d = 20 mm (M20) und entspricht den Anforderungen der DIN 13-1 [93]. Die Bezeichnung und die experimentell ermittelten Materialkennwerte sind in Tabelle 4.3 aufgeführt.

Tabelle 4.3: Bezeichnung experimentell ermittelter Materialkennwerte Edelstahl

Kurzname	Werkstoff-Nr.	E-Modul [MPa]	f_y [N/mm²]	ε_y [‰]	$f_{u,s}$ [N/mm²]
X5CrNi18-10	1.4301	172 000	225	1,2	668

Expansivmörtel

Als Expansivmörtel wurde das Produkt Betonamit verwendet, das vom luxemburgischen Unternehmen Kubatec BMT AG vertrieben wird. Als Inhaltsstoffe werden vom Hersteller 50–100 % Calciumoxid und 2,5–5,0 % Portlandzement angegeben, weitere Angaben sind nicht vorhanden.

Eine qualitative und quantitative Bestimmung der elementaren Zusammensetzung durch eine Röntgenfluoreszenzanalyse (RFA) erfolgte durch das Fachgebiet Baustoffe und Bauchemie der TU Berlin. Das Ergebnis ist in Tabelle 4.4 dargestellt. Der Glühverlust beträgt 5,88 %.

Tabelle 4.4: Stoffliche Zusammensetzung des verwendeten Expansivmörtels

Siliciumoxid SiO_2 [%]	Aluminiumoxid Al_2O_3 [%]	Eisenoxid Fe_2O_3 [%]	Calciumoxid CaO [%]	Magnesiumoxid MgO [%]	Schwefeltrioxid SO_3 [%]
20,39	1,25	0,57	70,14	0,8	0,97

Herstellung der Endverankerung

Zur Herstellung der Endverankerung werden eine Edelstahlhülse, zwei Verschlusskappen, ein CFK-Bewehrungsstab, Expansivmörtel und Wasser benötigt. Die Verschlusskappen positionieren den CFK-Stab mittig in der Edelstahlhülse. Gleichzeitig hindern diese den Mörtel an einer Ausdehnung entlang der Stabachse aus der Edelstahlhülse heraus.

Abbildung 4.3: Komponenten der Endverankerung, exkl. Wasser

Die Herstellung der Probekörper folgte immer folgendem Ablauf:

1. Einschrauben der „Verschlusskappe Stabende“ in die Edelstahlhülse,
2. Anmischen des Vergussmörtels (w/z = 1/5),
3. Befüllen der Edelstahlhülse mit dem Expansivmörtel (Abbildung 4.4),
4. Einführen des Stabes in die Edelstahlhülse,
5. Zuschrauben der Edelstahlhülse mittels „Verschlusskappe Hülsenende“ (Abbildung 4.5).

Abbildung 4.4: Endverankerung nach dem Befüllen mit Expansivmörtel

Abbildung 4.5: Endverankerung nach dem Einbringen des CFK-Stabs und anschließenden Verschrauben mittels der Verschlusskappe

4.4 Numerische Ermittlung des Hülsenquerschnitts

Die nachstehende Untersuchung ist eine Vordimensionierung des Innen- und Außenradius, $r_{s,i}$ und $r_{s,a}$, der Edelstahlhülse. Hierüber bestimmt sich zusammen mit dem Stabradius r_{cfk} die Schichtdicke des Mörtels. Gleichzeitig führt die Untersuchung zu einem Verständnis für die Zusammenhänge zwischen der Mörtelexpansion und der Dehnsteifigkeit E_sA_s der Edelstahlhülse. Im anschließenden Abschnitt 4.5 und in den Kapiteln 5 und 6 wird gezeigt, dass die ermittelten Werte für $r_{s,i}$ und $r_{s,a}$ zu guten Verbundeigenschaften der Endverankerung führen und darüber hinaus mit dieser eine Verbindung zwischen Bauteilen erfolgen kann.

Die Schichtdicke des Mörtels wird in Anlehnung an die Forschungen von LEES ET AL. [70] und HARADA ET AL. [81] und für eine ausreichend gute Handhabbarkeit beim Verfüllen des Mörtels mit 5,0 mm festgelegt. Der Radius des C4R-Stabs ist r_{Stab} = 5,0 mm. Es resultiert ein Innenradius der Edelstahlhülse von $r_{s,i}$ = 10,0 mm. Mit diesen Abmessungen kann ein M20 Regelgewinde nach DIN 13-1 [93] in die Hülse eingebracht werden, durch das die spätere Kopplung der Bauteile erfolgt.

Abbildung 4.6 zeigt die qualitative Expansion des Mörtels in Abhängigkeit von E_sA_s. Ohne einen äußeren Widerstand gegen die Expansion durch die Edelstahlhülse, das heißt E_sA_s = 0, geht mit der Volumenzunahme des Mörtels eine positive Verschiebung von $u_{g,i}$ und $u_{g,a}$ und somit ein Anstieg des Innen- und Außenradius einher. Dem gegenübergestellt kann bei $E_sA_s = \infty$ keine positive Verschiebung stattfinden, da diese durch die Edelstahlhülse begrenzt ist. Dennoch entsteht eine Volumenzunahme des

Mörtels. Diese erfolgt durch eine negative Verschiebung $-u_{g,i}$ und somit durch eine Verringerung des Innenradius. Durch diese Verringerung des Innenradius wird die Querspannung auf den CFK-Stab erzeugt.

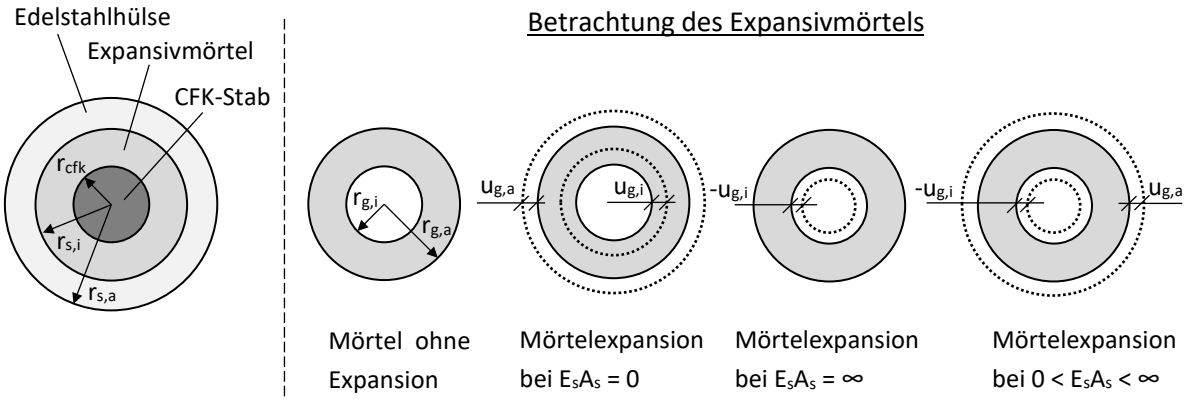


Abbildung 4.6: Qualitative Mörtelexpansion bei unterschiedlichen Dehnsteifigkeiten E_sA_s der Edelstahlhülse

Der Außenradius $r_{s,a}$ wird numerisch mithilfe der Software SOFiSTik bestimmt. Das Modell ist in Abbildung 4.7 abgebildet. Die Materialeigenschaften entsprechen denen aus Abschnitt 4.3, als geometrische Größen sind r_{cfk} = 5,0 mm und $r_{s,i}$ = 10,0 mm festgelegt. Ziel ist die Erzeugung einer auf den Stab wirkenden Druckspannung infolge der Expansion des Mörtels. Dafür muss die Hülse eine ausreichend hohe Dehnsteifigkeit E_sA_s nach Gl. 4.1 aufweisen. Ein zu geringer Wert für E_sA_s resultiert in der numerischen Untersuchung aufgrund der Kopplung der Elemente, in einer Zugspannung auf den Stab, da der Mörtel eine radiale Ausdehnung erfährt (vgl. Abbildung 4.6; $E_sA_s = 0$).

$$E_sA_s = E_s * \pi * (r_{s,a}^2 - r_{s,i}^2) \qquad \text{Gl. 4.1}$$

Die Bestimmung erfolgt iterativ. Die Einwirkung sind lokale Dehnungen ε_x und ε_y der Elemente des Expansivmörtel. Wird $r_{s,a}$ = 14,0 mm festgelegt, resultiert eine Druckspannung auf den CFK-Stab. Das Ergebnis ist in Abbildung 4.8 dargestellt. Es zeigt die Hauptspannungen in radialer Richtung des Gesamtsystems. Die Edelstahlhülse erfährt aufgrund der Mörtelausdehnung eine Zugbeanspruchung. Gleichzeitig ist die Dehnsteifigkeit E_sA_s ausreichend, um eine Druckspannung auf den Stab zu erzeugen. Der vorliegende Fall entspricht der Darstellung $0 < E_sA_s < \infty$ aus Abbildung 4.6. Die Höhe der Druckspannung ist dabei neben E_sA_s abhängig von dem Ausdehnungskoeffizienten des Mörtels und dem E-Modul des CFK-Stabes quer zur Faserrichtung. Diese Parameter sind jedoch unbekannt, wodurch mithilfe des dargestellten Modells die Höhe des Querdrucks nicht explizit quantifiziert werden kann. In der dargestellten Untersuchung wurde der Ausdehnungskoeffizient mit α_g = 5,7 % (vgl. Anhang A2) festgelegt. Es resultiert eine Druckspannung auf den Stab von σ_P = 9,9 MPa (Abbildung 4.8). Eine weitere Erhöhung des Ausdehnungskoeffizienten führt zu einer Steigerung der Druckspannung auf den Stab. Es besteht eine lineare Abhängigkeit zwischen den Werten. Durch die fehlenden Materialkennwerte für Druckfestigkeit und E-Modul des Expansivmörtels ist die dargestellte Ermittlung der Querschnittsabmessungen als Abschätzung zu verstehen. Die genaue Quantifizierung mithilfe aller Materialkennwerte ist nicht erfolgt. Dennoch konnten auf dieser Grundlage gute wissenschaftliche Erkenntnisse und darüber hinaus eine werkstoffgerechte Verbindung entwickelt und erforscht werden. Für die anschließende Untersuchung wurde der Querschnitt der Edelstahlhülse nach Abbildung 4.8 verwendet.

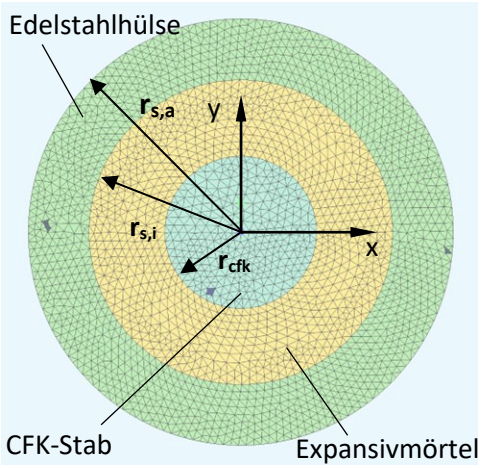


Abbildung 4.7: SOFiSTik-Modell zur Bestimmung des Außenradius $r_{s,a}$

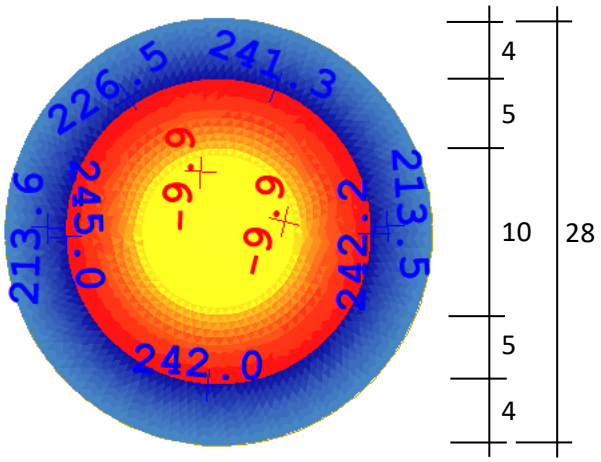


Abbildung 4.8: Hauptspannungen [MPa] (Druck negativ) in der gesamten Endverankerung und Abmessungen des Gesamtquerschnitts [mm]

4.5 Verbundeigenschaften und Verankerungslänge

Nachstehend wird die Ermittlung der Verankerungslänge l_b dargestellt, die zur vollen Übertragung der Kraft vom Stab in die Endverankerung benötigt wird. In einem ersten Schritt wird die VSB zur Beschreibung der Verbundtragwirkung und den lokalen Verbundeigenschaften experimentell ermittelt. Darauf aufbauend folgt die numerische Berechnung der Verankerungslänge, die abschließend experimentell verifiziert werden soll.

4.5.1 Experimentelle Ermittlung der Verbundspannungs-Schlupf-Beziehung

Die Ermittlung der Verbundspannungs-Schlupf-Beziehung wurde an den in Abbildung 4.9 gezeigten Versuchskörpern ermittelt. Die Wahl der Verankerungslänge erfolgte in Anlehnung an Forschungen mit hochfestem Beton, in denen auf Grund des sehr steifen Verbundes Werte zwischen 1,5 und 2,0$Ø_{Stab}$ vorgeschlagen werden (vgl. Abschnitt 2.3.2). Durch den Innendruck in der Hülse und infolge dessen den Querdruck auf den Stab ist, ähnlich wie bei hochfesten Betonen, von einem sehr steifen System auszugehen. Die Kraftübertragung vom Stab in den Mörtel erfolgt auf einer relativ kurzen Stablänge. Bei einer zu großen Verankerungslänge l_b in der Untersuchung stimmen die lokalen und globalen Verbundeigenschaften nicht überein. Es resultiert eine falsche Berechnung der für die Verankerung der vollen Stabkraft benötigten Verankerungslänge. Gleichzeitig ist darauf zu achten, dass herstellungsbedingt sehr kurze Verankerungslängen fehleranfälliger sind, wodurch es zu späteren Streuungen in den Versuchsergebnisse kommen kann. Die gewählte Verankerungslänge des CFK-Stabs beträgt deshalb l_b = 2,5 $Ø_{Stab}$.

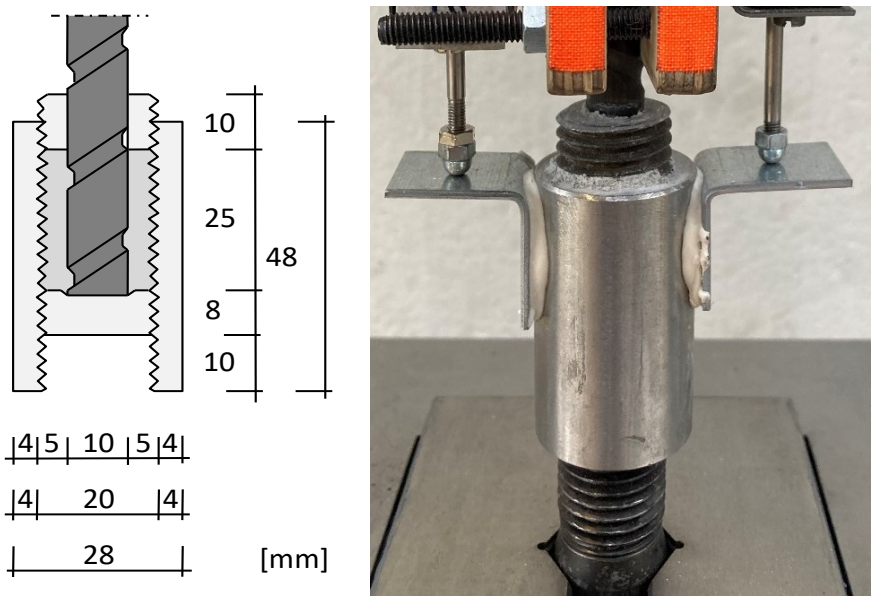


Abbildung 4.9: Versuchsaufbau zur Ermittlung der Verbundspannung-Schlupf-Beziehung

Die Ermittlung der Kraft-Schlupf- und Verbundspannungs-Schlupf-Beziehung erfolgte anhand von sechs Probekörpern. Die Ergebnisse sind in Abbildung 4.10 und Abbildung 4.11 dargestellt. Die Kurvenverläufe der Probekörper VSB-I-1–6 zeigen untereinander eine gute Übereinstimmung. Der Mittelwert der Maximalkraft beträgt $F_{max,m}$ = 53,3 kN, die dazugehörige Standardabweichung ist σ_F = 3,3 kN. Die Probekörper VSB-I-2 und VSB-I-5 weichen dabei in der erreichten Maximalkraft F_{max} leicht nach oben bzw. unten ab. Der mittlere Schlupf bei F_{max} beträgt s_m = 0,16 mm, die dazugehörige Standardabweichung ist σ_s = 0,02 mm.

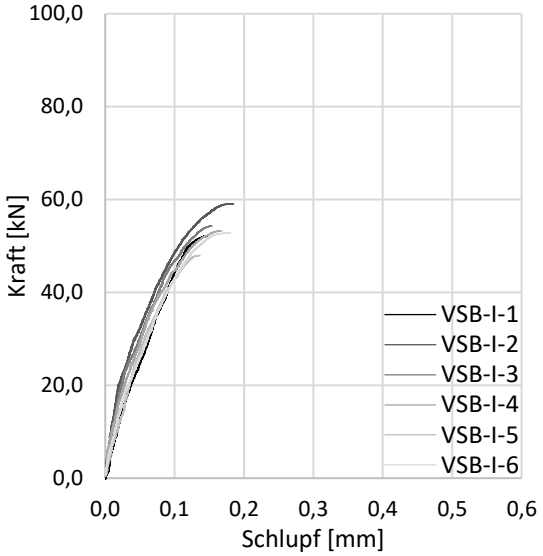


Abbildung 4.10: Kraft-Schlupf-Beziehung

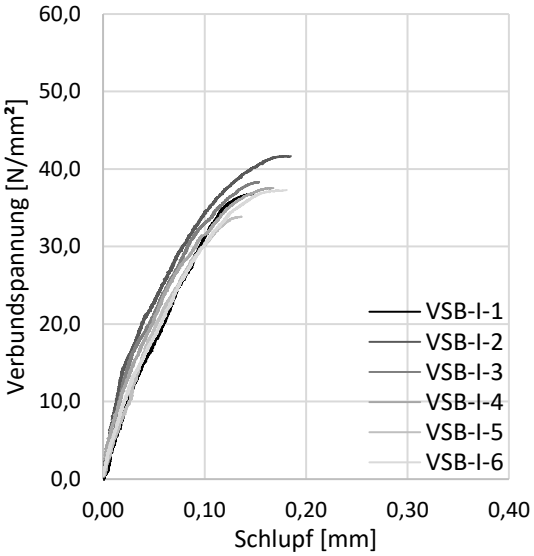


Abbildung 4.11: Verbundspannungs-Schlupf-Beziehung

Das Verbundversagen trat durch ein Versagen der Stabrippe (Abbildung 4.13) oder durch ein Versagen der Betonrippe (Abbildung 4.12) auf. Tabelle 4.5 gibt eine Übersicht über die Art des Versagens der Proben, die erreichten Kräfte bzw. Verbundspannungen und die dazugehörigen Schlupfwerte. Die nicht dargestellten Bruchbilder der verbleibenden Probekörper sind in Anhang A4 aufgeführt.

Tabelle 4.5: Übersicht der Versuchsergbnisse

Probekörper	F_{max} [kN]	τ_{max} [N/mm²]	$s(F_{max})$ [mm]	Versagen
VSB-I-1	52,2	36,2	0,15	Betonrippe
VSB-I-2	59,1	41,7	0,19	Stabrippe
VSB-I-3	54,3	38,3	0,15	Stabrippe
VSB-I-4	53,3	37,5	0,17	Betonrippe
VSB-I-5	48,0	33,9	0,14	Betonrippe
VSB-I-6	52,9	37,3	0,19	Betonrippe
ØVSB-I	53,3	37,6	0,16	-

Die erlangten Versuchswerte dienen der Beschreibung der lokalen Verbundeigenschaften. Demzufolge wird davon ausgegangen, dass die Verbundspannungen entlang der Verankerungslänge von $l_b = 2{,}5\ Ø_{Stab}$ konstant verlaufen. Mithilfe dieser lokalen Verbundeigenschaften wird im anschließenden Abschnitt 4.5.2 die Verankerungslänge, die zur Einleitung der vollen Stabkraft benötigt wird, ermittelt.

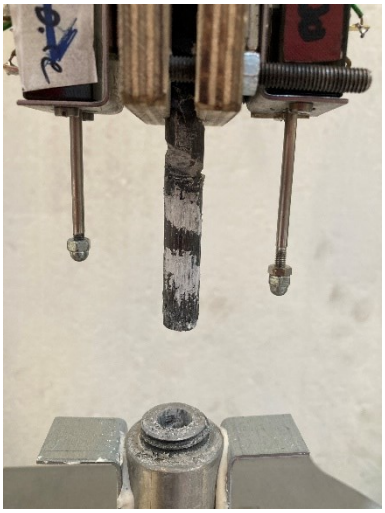


Abbildung 4.12: Versagen der Betonrippe, Probe VSB-I-4

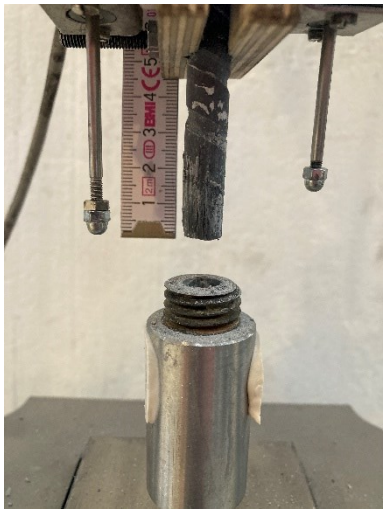


Abbildung 4.13: Versagen der Stabrippe, VSB-I-3

4.5.2 Numerische Bestimmung der Verankerungslänge

Zur numerischen Bestimmung der Verankerungslänge wird die Software SOFiSTik der gleichnamigen SOFiSTik AG verwendet. Das Modell ist in Abbildung 4.14 abgebildet. Es wird ein 2D-Stabelement erstellt, dass den Carbonstab repräsentiert und entlang der Verbundlänge l_b über Federn in Richtung der Stabachse verschieblich gelagert ist. Die Federn wiederum sind an ein weiteres Stabelement gekoppelt, das die Edelstahlhülse darstellt. Hierdurch werden sowohl die Dehnsteifigkeit des Carbonstabes, als auch die Dehnsteifigkeit der Edelstahlhülse über die Materialeigenschaften der modellierten Stabelemente berücksichtigt. Die Federn repräsentieren über die Federsteifigkeit die lokalen Verbundeigenschaften entlang der Verankerungslänge.

Es können nur Kräfte in axialer Stabrichtung abgetragen werden. Versatz- und Einspannmomente sind modellbedingt ausgeschlossen. Es wird das gegenläufige System des Verbundes, wonach sowohl eine Relativverschiebung zwischen Stab und Expansivmörtel als auch eine Relativverschiebung zwischen Expansivmörtel und Edelstahlhülse existiert, berücksichtigt. Im Versuch gemessen wurde der absolute Betrag der Relativverschiebung, d. h. beide Werte wurden aufsummiert.

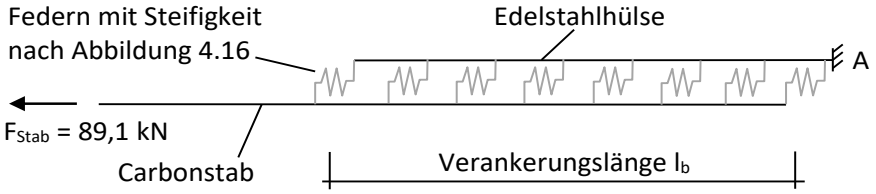


Abbildung 4.14: Schematisches Modell zur numerischen Bestimmung der Verankerungslänge

Wichtig ist die richtige Bestimmung der Federsteifigkeit, ausgedrückt durch die Federverschiebung in Abhängigkeit der Federkraft. Ziel ist es, dass die Federsteifigkeit die lokalen Verbundeigenschaften wirklichkeitsnah abbildet. Auf Grundlage der Kraft-Schlupf-Beziehung nach Abbildung 4.10 werden in einem ersten Schritt die Federverschiebung und die dazugehörige Federkraft ermittelt. Die Federverschiebung entspricht dem experimentell Schlupfwert s_{exp}. Die dazugehörige Kraft F(s) wird nach Gl. 4.2 gemittelt über die Verankerungslänge von l_b = 25,0 mm bestimmt. Folglich repräsentiert F(s) die übertragende Verbundkraft auf 1,0 mm Stablänge, in Abhängigkeit des Schlupfwertes (vgl. Abbildung 4.15a).

$$F(s) = \frac{F_{exp}}{l_b} * 1{,}0\ mm \qquad \text{Gl. 4.2}$$

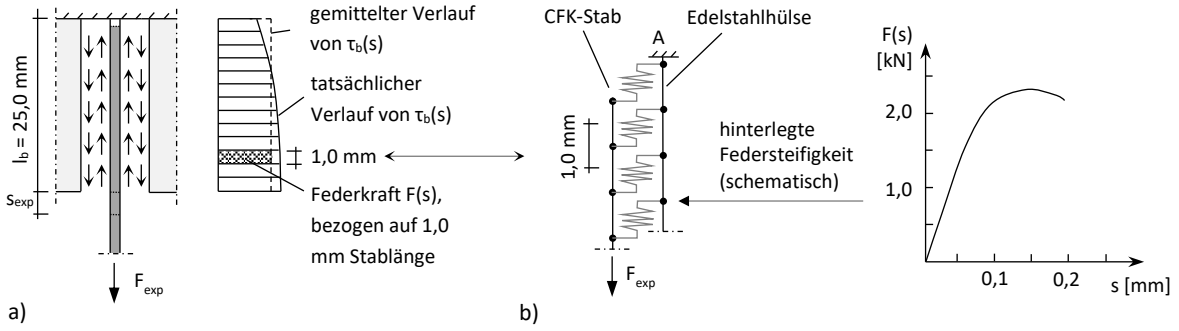


Abbildung 4.15: Modellbildung zur Beschreibung der lokalen Verbundeigenschaften auf Grundlage der experimentell ermittelten VSB: Betrachtung der lokalen Verbundeigenschaften (a); numerische Modellierung der lokalen Verbundeigenschaften (b)

Trotz der Annahme, dass die VSB aus Abbildung 4.11 die tatsächlichen lokalen Verbundeigenschaften repräsentiert, existieren geringe Differenzen zwischen dem über die Verbundlänge angenommenen linearen (gemittelten) Verlauf und dem tatsächlichen Verlauf der Verbundspannungen $\tau_b(s)$ (vgl. Abbildung 4.15a)). Demzufolge muss eine Modelkalibrierung erfolgen, sodass der Verlauf der VSB wirklichkeitsnah abgebildet werden kann. Die Kalibrierung erfolgt durch Anpassung der Federsteifigkeit.

Abbildung 4.16 zeigt die zur Beschreibung der lokalen Verbundeigenschaften verwendete Federsteifigkeit, nach einer durchgeführten Modellkalibrierung. Die Kalibrierung kann direkt über die experimentellen Untersuchungen der VSB erfolgen. Ziel ist es, dass nach einer Kalibrierung der Federsteifigkeit eine wirklichkeitsnahe, numerische Nachrechnung der VSB-Versuche erfolgen kann (vgl. Abbildung 4.17). Durch die Kalibrierung wurden sowohl die Kraft als auch der Schlupf angepasst. Die Kalibrierung ist aufgrund von Unterschieden zwischen Ein Schlupfwert s > 0,18 mm führt zum Ausfall der Feder. Dadurch wird das Versagen des Verbunds bei zu großen Relativverschiebungen berücksichtigt. Der verwendete Quellcode findet sich im Anhang A2. Abbildung 4.17 zeigt den Vergleich zwischen den experimentell und den numerisch ermittelten Kraft-Schlupf-Verläufen als Kontrolle der verwendeten lokalen Verbundeigenschaften.

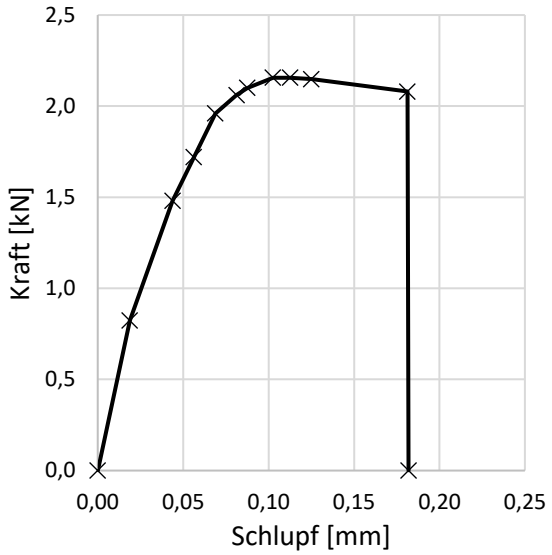


Abbildung 4.16: Funktion der Federsteifigkeit

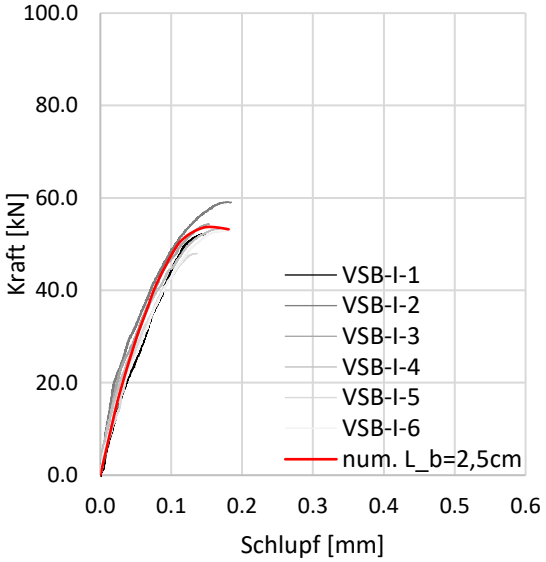


Abbildung 4.17: Vergleich der numerisch und experimentell ermittelten Kraft-Schlupf-Beziehung

Die experimentell und numerisch ermittelte Kraft-Schlupf-Beziehung in Abbildung 4.17 zeigt eine ausreichend genaue Übereinstimmung. Auf dieser Grundlage wird anschließend die Verankerungslänge l_b bestimmt, die zur vollen Einleitung der Stabkraft F_{cfk} = 88,5 kN (vgl. Tabelle 4.2) benötigt wird.

Die numerische Bestimmung der Verankerungslänge hat l_b = 7,0 cm zum Ergebnis. Bei dieser Verbundlänge können maximal F_{cfk} = 89,1 kN verankert werden. Der dazugehörige Schlupf beträgt s = 0,181 mm. Sofern die in Abschnitt 4.5.1 ermittelte Kraft-Schlupf-Beziehung und die damit verbundenen lokalen Verbundeigenschaften auch den globalen Verbundeigenschaften entsprechen, sollte bei dieser Verankerungslänge die volle Stabkraft von F_{cfk} = 88,5 kN in der Edelstahlhülse verankert werden können. Der Verlauf der Kraft-Schlupf-Beziehung ist in Abbildung 4.21 dargestellt.

Abbildung 4.18a zeigt den Kraftverlauf im Stab und in der Edelstahlhülse, Abbildung 4.18b den Verlauf der Federkräfte entlang der Verankerungslänge l_b. Der Verlauf der Federkräfte repräsentiert dabei die Verbundspannungen. Es handelt sich um ein gegenläufiges System der Verbundspannungen, in dem beim Vorliegen einer großen Relativverschiebung zwischen dem Carbonstab und dem Mörtel gleichzeitig eine kleine Relativverschiebung zwischen Mörtel und Edelstahlhülse vorliegt. Durch den kontinuierlichen Kraftabbau im Carbonstab über die Verbundlänge steigt die Kraft in der Edelstahlhülse an.

Eine abnehmende Kraft im CFK-Stab (Abbildung 4.18a) verursacht ebenfalls eine Verringerung der Relativverschiebung zwischen CFK-Stab und Mörtel. Folglich sinkt auch die Federkraft (Abbildung 4.18b). Gleichzeitig nimmt jedoch die Kraft in der Edelstahlhülse zu, wodurch es zu einer Erhöhung der Relativverschiebung zwischen dem Mörtel und der Edelstahlhülse kommt. Damit lässt sich der Anstieg der Federkräfte in Auflagenähe zu begründen.

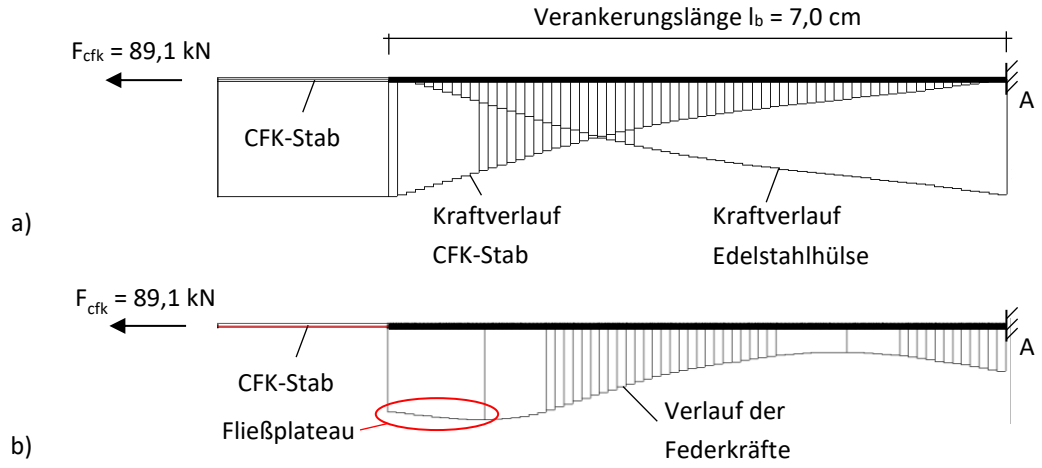


Abbildung 4.18: Qualitativer Kraftverlauf im Stab, in der Edelstahlhülse (a) und qualitativer Verlauf der Federkräfte als Ergebnis der numerischen Berechnung (b)

Nach Überschreiten der Maximalkraft sinkt die Steifigkeit des Verbundes in der Kraft-Schlupf-Beziehung geringfügig ab, was sich in einer leichten Verringerung der Kraft bei gleichzeitiger Zunahme des Schlupfes äußert. Dieser Zustand leitet das Verbundversagen ein. Das kurze Fließen des Verbundes wurde in der Modellierung der Federsteifigkeit berücksichtigt und ist in Abbildung 4.18b durch den leichten Abfall im kraftzugewandten Bereich der Verankerungslänge als Fließplateau gekennzeichnet.

Aus der numerischen Untersuchung ergibt sich die Kraft-Schlupf-Beziehung in Abbildung 4.21.

4.5.3 Experimentelle Verifizierung der Verankerungslänge

Die in Abschnitt 4.5.2 bestimmte Verankerungslänge von l_b = 7,0 cm, die dazugehörige Auszugskraft F_{cfk} = 89,1 kN und der dazugehörige Schlupfwert s = 0,181 mm sollen durch Auszugsversuche an drei Probekörpern verifiziert werden. Abbildung 4.19 zeigt den Versuchsaufbau, Abbildung 4.20 die Probekörper nach dem Versagen. Das Ergebnis der Untersuchung ist in Tabelle 4.6 dargestellt.

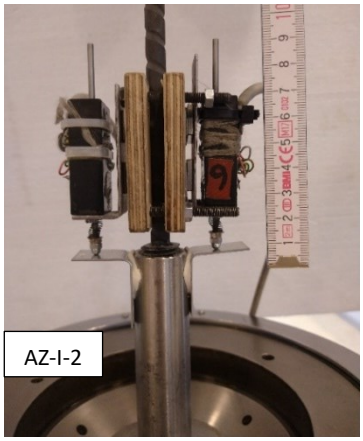


Abbildung 4.19: Probekörper AZ-I-2 im Versuchsaufbau

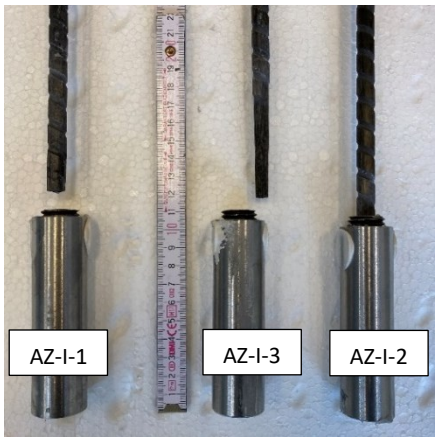


Abbildung 4.20: Probekörper nach der Versuchsdurchführung

In den drei Tastversuchen lag die Maximalkraft im Mittel bei $F_{max,m}$ = 89,0 kN. Somit liegt eine gute Übereinstimmung mit der numerischen Berechnung aus Abschnitt 4.5.2 vor. Die Standardabweichung der Kraft und des Schlupfes liegen bei σ_F = 2,36 kN und σ_s = 0,02 mm. Unterschiede existieren allerdings bei den dazugehörigen Schlupfwerten. Der Verlauf der experimentell ermittelten Kurven in Abbildung 4.21 deckt sich bis zu einer Kraft von F = 40,0 kN. Danach ist ein stetiger Abfall der Verbundsteifigkeit bei zunehmender Kraft festzustellen. Dieser Steifigkeitsabfall spiegelt sich in der numerischen Untersuchung nicht wider. Das verwendete Modell der numerischen Untersuchung führt zwar zu einem zutreffenden Kraftwert, unterschätzt jedoch die Schlupfwerte zum Zeitpunkt der Maximalkraft deutlich.

Tabelle 4.6: Versuchsergebnisse der experimentellen Verifizierung der Verankerungslänge

Probekörper	F_{max} [kN]	$s(F_{max})$ [mm]	Versagen
AZ-I-1	91,2	0,37	Betonrippe
AZ-I-2	85,7	0,38	Betonrippe
AZ-I-3	90,0	0,41	Stabrippe
ØAZ-I	89,0	0,39	
numerisch	89,1	0,181	-

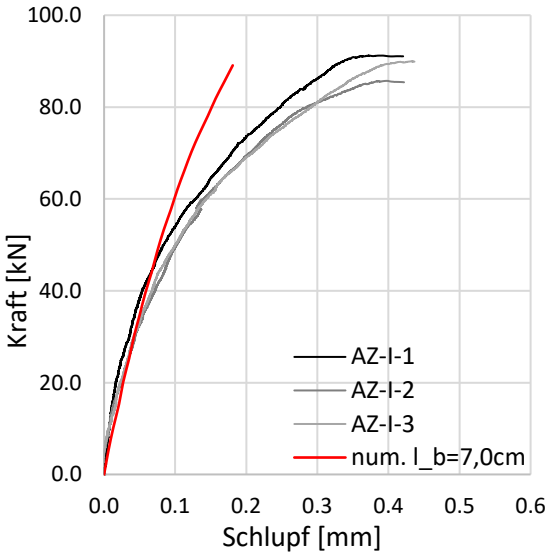


Abbildung 4.21: Vergleich der experimentell und numerisch ermittelten Kraft-Schlupf-Beziehung bei lb = 7,0 cm

Dennoch war es möglich, mit den Untersuchungen der Abschnitt 4.5.1–4.5.3 das übergeordnete Ziel, die Bestimmung der benötigten Verankerungslänge, zu erreichen. Eine erneute Kalibrierung des numerischen Modells zur Beschreibung der Verbundtragwirkung wurde nicht durchgeführt. An dieser Stelle wären Untersuchungen zum Grund des Steifigkeitsabfalls notwendig, um diese im numerischen Modell berücksichtigen zu können. Trotz der wesentlich größeren Schlupfwerte in den experimentellen Untersuchungen, sind diese mit einem mittleren Maximalwert von s($F_{max,m}$) = 0,39 mm vergleichsweise gering (vgl. SCHUMANN [44]). Aus den Untersuchungen leiten sich die Querschnittswerte der Endverankerung nach Abbildung 4.22 ab. Die erforderliche Einschraubtiefe der Gewindestangen zum Übertragen der Zugkraft respektive dem Verbinden der Bauteile beträgt 2,5 cm. Da zum Verbinden der Bauteile die Gewindestange aus der Endverankerung eines Fertigteils in das gegenüberliegende Fertigteil geschraubt wird, ergibt sich für eine der Endverankerungen eine Länge von l = 140,0 mm. Die gesamte Länge der Bauteilverbindung ist in Abbildung 4.23 abgebildet.

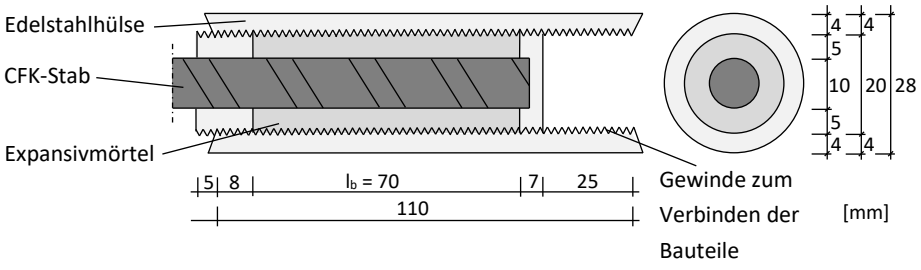


Abbildung 4.22: Abmessungen der Endverankerung

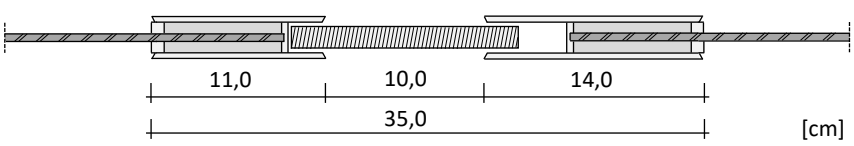


Abbildung 4.23: Abmessung der gesamten Verbindung

4.5.4 Untersuchung des Verbundes unter zyklischer Beanspruchung

Im Rahmen der Untersuchung zur Stabverankerung wurden erste Tastversuche unter zyklischer Beanspruchung durchgeführt, wozu nur sehr wenige Forschungsarbeiten existieren. Dem gegenübergestellt wurde das Verbundtragverhalten von Stahlbetonbauteilen tiefgreifend untersucht. Zu nennen sind bspw. REHM ET AL. [94–96], FRANKE [97], SVENSVIK [98], CEB FIB [48], ELIGEHAUSEN ET AL. [49].

Grundsätzlich führen statische Dauerlasten und nicht ruhende Beanspruchungen bei Stahlbetontragwerken im Laufe der Nutzungsdauer zu Rissbreitenvergrößerungen und einer damit einhergehende Steifigkeitsveränderung des Bauteils. Mit Blick auf die Verbundtragwirkung zwischen Beton und Bewehrung kann auch eine Schlupfzunahme festgestellt werden. Es besteht somit ein Einfluss auf die Dauerhaftigkeit der Konstruktion und die Berücksichtigung vom Langzeitverhalten des Verbundes ist für die Erfassung des tatsächlichen Tragverhaltens von wesentlicher Bedeutung [58]. Bei Stahlbetonbauteilen entsteht die Schlupfzunahme zwischen Beton und Bewehrung durch die Zunahme von Mikrorissen im Beton über den Verlauf der Zeit und durch die damit fortlaufende Entwicklung des Betonbruchs im Bereich der Bewehrungsrippen. Hierdurch kann es zu einem Versagen unterhalb der statischen Traglast des Verbundes kommen [94].

Dieses Verhalten kann bei CFK mit Blick auf die Verbundversagensmechanismen grundsätzlich auch eintreten. Es bedarf hierfür jedoch einer ausreichend hohen Steifigkeit der Stabmatrix bei gleichzeitig geringer Betonfestigkeit (vgl. Abschnitt 2.3.2). Es bleibt jedoch zu klären, durch welchen Mechanismus der Verbund zwischen CFK-Bewehrung und umliegenden Mörtel unter zyklischer Beanspruchung versagt. Es wurden erste Tastversuche im Rahmen einer Versuchsreihe mit drei Probekörpern untersucht.

Die Versuchskonfiguration wurde in Anlehnung an die kanadische Norm CSA-S806-02 [99] gewählt, die als eine der wenigen Normen Untersuchungen unter einer zyklischen Beanspruchung reglementiert. Es resultiert eine Zyklenzahl von n = 2,5 x 10^6 bei einer Belastungsfrequenz von 4,0 Hz. Die Oberspannung $\sigma_{max,cyl}$ im CFK-Stab wird anhand des Probekörpers aus Kapitel 6 bestimmt. Dieser wurde nach DIN EN 1991-1-2 [100] als Brückenquerschnitt bemessen. Hieraus wurde die Stabbelastung im Stützmoment im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit gewählt. Die Unterspannung $\sigma_{min,cyl}$ entspricht ca. der Stabzugkraft des Stützmoments im Lastfall Eigengewicht. Das Verhältnis der Belastung erfüllt die Vorgabe aus der CSA-S806-02 [99] mit:

$$R = \frac{\sigma_{min}}{\sigma_{max}} = 0,1 \qquad \text{Gl. 4.3}$$

Tabelle 4.7 fasst die Versuchsparameter zusammen.

Tabelle 4.7: Versuchsparameter der Verbundversuche unter zyklischer Beanspruchung

Zyklenzahl n [-]	Frequenz [Hz]	$\sigma_{max,cyl}$ [MPa]	$\sigma_{max,cyl}$ / $\sigma_{max,stat}$ [%]	$\sigma_{min,cyl}$ [MPa]	$\sigma_{min,cyl}$ / $\sigma_{max,stat}$ [%]
2.500.000	4,0	497,0	34,2	49,7	3,4

Die Versuchsdurchführung erfolgte in der Peter-Behrens-Halle an der servohydraulischen Prüfmaschine Zwick HB500. Die Versuchsdauer pro Versuchsköper lag bei 7,2 Tagen. Es wurden drei Probekörper mit einer zyklischen Beanspruchung belastet. Als Referenz wurden drei Probekörper aus der

gleichen Betonage auf ihre statische Verbundfestigkeit untersucht. Die statischen Versuche erfolgten vor Beginn der dynamischen Untersuchung.

Das Ergebnis der Untersuchung ist in Tabelle 4.8 dargestellt. Die Probekörper DYN-I-1 und DYN-I-2 erreichten die volle Zyklenzahl von n = 2,5 x 10^6 Zyklen. Beim Probekörper DYN-I-3 löste sich vor Versuchsende ein Hydraulikschlauch an der Prüfmaschine, woraufhin diese automatisch abschaltete, ohne die eingestellten Weg- und Kraftgrenzen einzuhalten. In dessen Folge setzte sich der Klemmkopf der Prüfmaschine ab und zerstörte den Probekörper. Die bis zum Abschalten der Maschine erreichte Zyklenzahl ist in Tabelle 4.8 angegeben.

Tabelle 4.8: Versuchsergebnisse der Probekörper bei einer zyklischen Belastung

Probekörper [-]	Zyklenzahl [-]	F_{max} [kN]	s(F_{max}) [mm]	Versagen
AZ-II-1	-	88,7	-	Stabversagen
AZ-II-2	-	90,1	-	Stabversagen
AZ-II-3	-	82,2	-	Stabversagen
DYN-I-1	2 500 000	84,1	0,47	Stabversagen
DYN-I-2	2 500 000	80,7	0,60	Stabversagen
DYN-I-3	2 334 350	-	-	-

Nach Erreichen der Zyklenzahl bei Probekörper DYN-I-1 und 2 wurde die Restzugkraft F_{max} in einem statischen Auszugversuch ermittelt. Beide Probekörper versagten auf der freien Stablänge (Bruchbilder Anhang A4). Die Kraft-Schlupf-Verläufe sind in Abbildung 4.24 dargestellt. Aus der experimentellen Untersuchung der rein statisch beanspruchten Probekörper wurde kein Verlauf der Kraft-Schlupf-Beziehung ermittelt. In Abbildung 4.24 werden die Kraft-Schlupf-Verläufe der Probekörper DYN-I-1 und DYN-I-2 denen der Probekörper AZ-I-1–3 gegenübergestellt. Es ist zu erkennen, dass die dynamisch beanspruchten Probekörper die gleiche Steifigkeit aufweisen wie die rein statisch beanspruchten Probekörper. Eine Schlupfzunahme, wie sie in Auswertungen von Stahlbetonverbunduntersuchungen beschrieben wird, kann nicht festgestellt werden. Allerdings handelte es sich um erste Tastversuche mit sehr geringem Probekörperumfang. Für eine gesicherte Aussage sind weitere Untersuchungen empfehlenswert.

Wird die mittlere Maximalkraft F_{max} der rein statisch beanspruchten Probekörper (AZ-II-1–3) mit derer der zuvor dynamisch beanspruchten Probekörper (DYN-I-1–2) verglichen, ist eine Differenz von ΔF_{max} = 4,6 kN festzustellen. Auch beim Vergleich zwischen den Versuchsreihen AZ-I und DYN-I liegt die Maximalkraft der dynamisch beanspruchten Probekörpermit einem ΔF_{max} = 6,1 kN leicht unterhalb des Mittelwerts der rein statisch beanspruchten Probekörper. Demzufolge lässt sich eine leichte Abminderung der Maximalkraft bei den zuvor dynamisch beanspruchten Probekörpern feststellen.

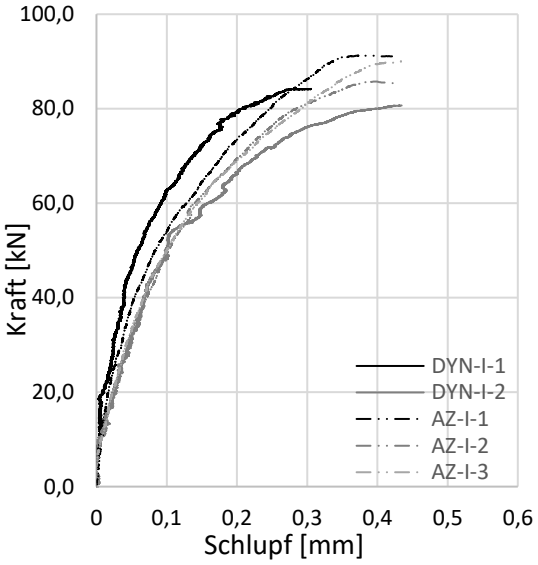


Abbildung 4.24: Vergleich der Kraft-Schlupf-Beziehung von DYN-I und AZ-I

4.6 Innendruck in der Endverankerung

Im Abschnitt 4.6 wird der Innendruck in der Endverankerung ermittelt, der durch die Expansion des Vergussmörtels hervorgerufen wird. Dabei wird der Innendruck in Abhängigkeit der Zeit dargestellt, woraus Erkenntnisse zur Druckentwicklung erlangt werden. Durch den Innendruck kommt es zu einem Querdruck auf den CFK-Stab. Da ein wirkender Querdruck auch zur Minderung der Zugfestigkeit des CFK-Stabs führen kann (vgl. Abschnitt 2.1.2), ist eine Quantifizierung des Innendrucks von Bedeutung. Die Zugfestigkeit bzw. Verbundfestigkeit wird nach Abschluss der Untersuchung ermittelt und den Kurzzeitfestigkeiten gegenübergestellt.

Der Innendruck p_i wird mithilfe der Gl. 2.19 und über die Messung der Umfangsdehnung $\varepsilon_{\theta,s}$ bestimmt, die an der Oberfläche der Edelstahlhülse über Dehnungsmessstreifen (DMS) erfasst wird. Pro Hülse werden drei DMS angebracht, die die Umfangsdehnung in den Viertelspunkten der Übergreifungslänge zwischen Stab und Mörtel messen (Abbildung 4.25). Die Umfangsdehnung wird fortlaufend im Zeitintervall von fünf Minuten in der Einheit [µm/m] mit DMS des Typs FLAB-10-11-1LJC-F des Unternehmens Tokyo Sokki Kenkyujo Co. Ltd. erfasst. Hieraus kann die Entwicklung des Innendrucks über die Zeit ermittelt werden.

Tabelle 4.9: Versuchsergebnis der Untersuchung zum Innendruck in der Edelstahlhülse

Versuchskörper	Versuchsdauer [d]	$p_{i,g}$ [MPa]
UD-I-1	100	90,6
UD-I-2	100	96,6
UD-I-3	100	96,0
UD-I-4	100	109,8
UD-I-5	100	107,4

Zur Bestimmung des Innendrucks wird die Aufzeichnung der Umfangsdehnung vor dem Verfüllen der Hülse gestartet.

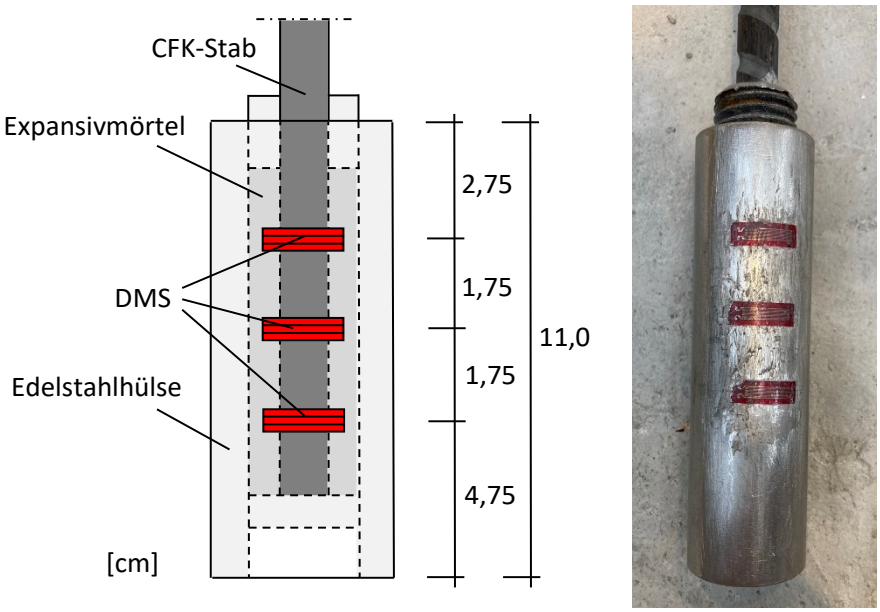


Abbildung 4.25: Versuchskörper zur Bestimmung der Umfangsdehnung $\varepsilon_{\theta,s}$

Der Verlauf des Innendrucks wurde über eine Dauer von 100 Tagen gemessen und ist in Abbildung 4.30 dargestellt. Es wird der gemittelte Wert aus den drei DMS gezeigt. Bei Probekörper UD-I-1 wurde ein Ausfall des DMS festgestellt, weswegen der dargestellte Mittelwert nur aus zwei Dehnungs-Zeit-Verläufen besteht. Abbildung 4.26 zeigt den Kurvenverlauf über die ersten zehn Tage. Klar zu erkennen ist ein starker Anstieg des Innendrucks auf ca. 50,0 MPa. Danach flacht die Kurve stark ab, jedoch steigt der Innendruck weiterhin leicht an. Der Kurvenverlauf über 100 Tage (Abbildung 4.30) zeigt, dass der Innendruck im Mittel auf $p_{i,m}$ = 100,1 MPa ansteigt und der Kurvenverlauf einen weiteren Anstieg vermuten lässt. Die Standardabweichung zu diesem Zeitpunkt beträgt $\sigma_{p,i}$ = 7,3 MPa. Aus labortechnischen Gründen wurde die Untersuchung nach 100 Tagen abgebrochen. Tabelle 4.9 gibt eine Übersicht über die Maximalwerte des Innendrucks der Probekörper nach 100 Tagen.

Die Spannung in der Edelstahlhülse liegt bei dem gemessenen Maximalwert des Innendrucks p_i = 109,8 MPa bei σ_s = 203,8 MPa. Dieser Wert liegt unter der Fließgrenze $f_{y,s}$ = 225 MPa der Edelstahlhülse und bei weniger als 1/3 ihrer Bruchspannung $f_{u,s}$ = 668 MPa. Dennoch besteht die Möglichkeit, dass im weiteren Verlauf der die Fließgrenze des Edelstahls erreicht wird.

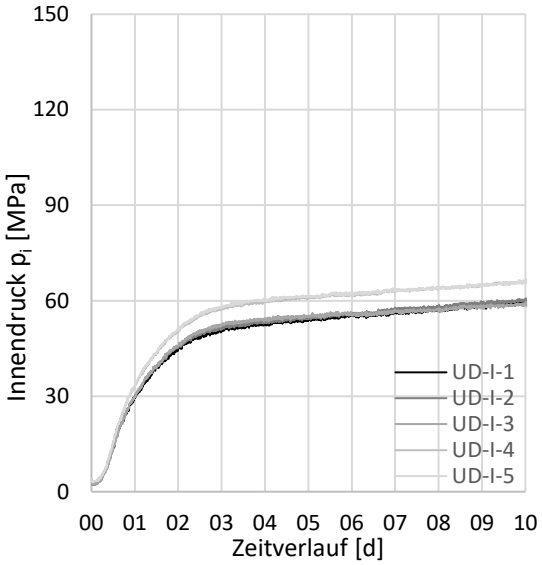


Abbildung 4.26: Innendruck-Zeit-Diagramm; Verlauf über 10 Tage

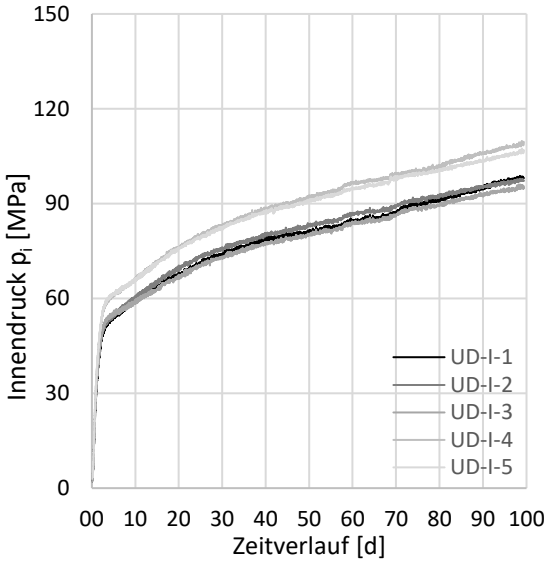


Abbildung 4.27: Innendruck-Zeit-Diagramm; Verlauf über 100 Tage

Die Probekörper wurden nach Abschluss der Messung weiterhin in der Klimakammer gelagert und nach 223 Tagen, bzw. ca. 7,5 Monaten, auf ihre Verbundeigenschaften hin untersucht. Die Mittelwerte der Maximalkraft und des Schlupfes decken sich mit den in Abschnitt 4.5.3 dargestellten Ergebnissen. Jedoch streuen die Ergebnisse im Vergleich wesentlich stärker. Die Standardabweichung der Kraft liegt bei σ_F = 5,95 kN, die des Schlupfes bei σ_s = 0,14 mm. Abbildung 4.26 zeigt die Kurvenverläufe der Kraft-Schlupf-Beziehung. Abbildung 4.29 vergleicht die Verläufe mit den Auszugsversuchen der Versuchsreihe AZ-I. Tabelle 4.10 zeigt die Maximalwerte.

Trotz der Steigerung des Innendrucks durch die Lagerung der Probekörper konnte kein negativer Einfluss auf die Verbundfestigkeit festgestellt werden. Ferner kam es nicht zu einem frühzeitigen Zugversagen der CFK-Stäbe. Weiterführende Untersuchungen müssen eine längere Beobachtung des Innendrucks beinhalten, um hier den nach vollständiger Expansion vorhandenen Innendruck bestimmen zu können.

Tabelle 4.10: Ergebnisse der Auszugsversuche nach Lagerung der Versuchskörper über 223 Tage

Probekörper	F_{max} [kN]	s bei F_{max} [mm]	Versagen
UD-I-1	98,9	0,48	Stabversagen
UD-I-2	88,2	0,57	Stabversagen
UD-I-3	88,8	0,35	Stabversagen
UD-I-4	85,3	0,37	Stabrippe
UD-I-5	80,8	0,17	Stabversagen
ØUD-I	88,4	0,39	-

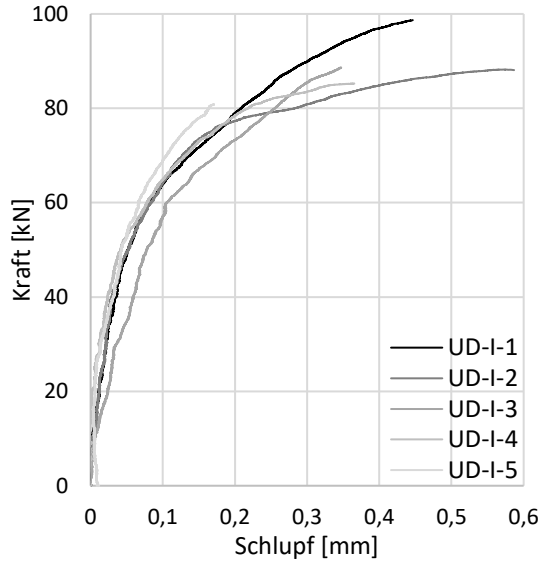


Abbildung 4.28: Kraft-Schlupf-Beziehung DU-I

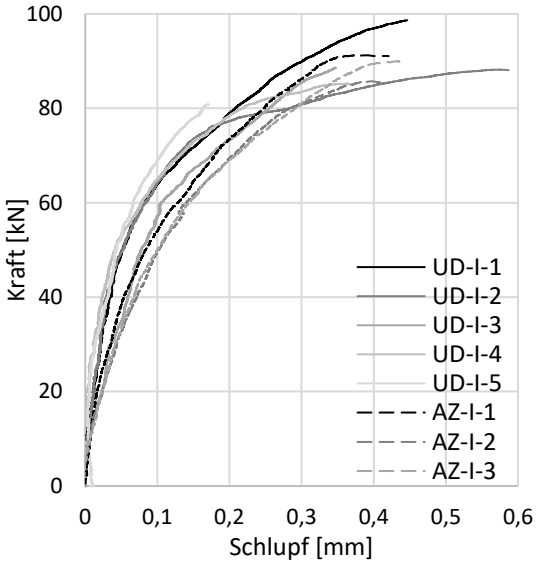


Abbildung 4.29: Vergleich der Kraft-Schlupf-Beziehung zwischen UD-I und AZ-I

Abbildung 4.30: Probekörper UD-I-1–5 (von links nach rechts) nach den abgeschlossenen Auszugsversuchen

4.7 Untersuchung der Grenzflächen der Hülse mittels Rasterelektronenmikroskop

Es werden die Grenzfläche zwischen Mörtel und der in Stablängsrichtung verlaufenden Stabaußenfläche sowie die Grenzfläche zwischen Mörtel und dem Stab im Bereich der Stabfräsung untersucht (vgl. Abbildung 4.32). Es sollen Erkenntnisse zu der Verbundtragwirkung (Adhäsion, mechanischer Verbund und Reibung) zwischen CFK-Stab und Expansivmörtel gewonnen werden. Dafür werden die Grenzflächen zwischen Stab und Mörtel unter verschiedenen Auflösungen dargestellt und mit derer zwischen Mörtel und Edelstahlhülse verglichen.

Zur Herstellung des Probekörpers wurde zunächst eine Stabverankerung nach dem Vorgehen aus Abschnitt 4.3 hergestellt und 28 Tage gelagert. Zur mikroskopischen Untersuchung des Verbundes wurde der Probekörper mithilfe einer Wasserstrahlschneidemaschine entlang der Längsachse aufgeschnitten und die Schnittfläche anschließend leicht angeschliffen. Zum Entzug von Restwasser aus dem Probekörper wurde dieser mit Alkohol gereinigt und anschließend mittels eines Epoxidharzes verschlossen.

Der für die Untersuchung verwendete Probekörper ist in Abbildung 4.31 dargestellt. Das Schneiden des Probekörpers und die anschließende Präparation wurden vom Fachgebiet Baustoffe und Bauchemie der TU Berlin in Zusammenarbeit mit der Bundesanstalt für Materialforschung durchgeführt.

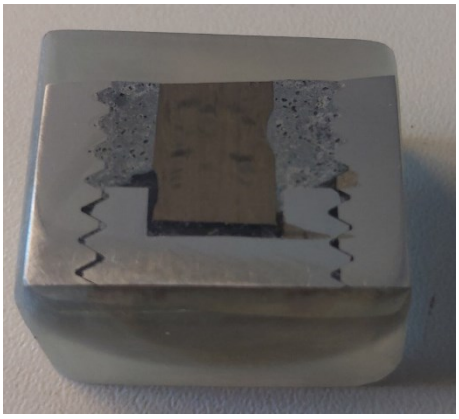


Abbildung 4.31: Probekörper der Untersuchung

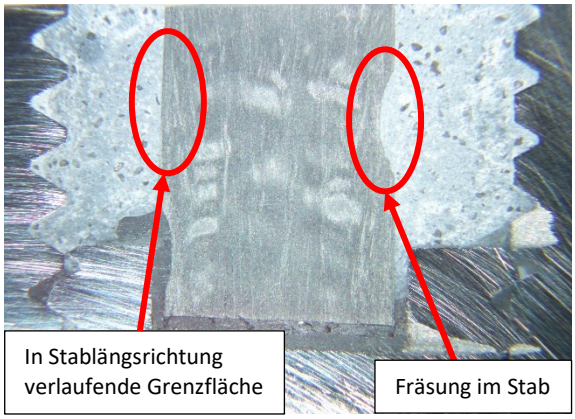


Abbildung 4.32: Darstellung der untersuchten Grenzflächen zwischen Stab und Mörtel

Abbildung 4.33 zeigt den Bereich der ungestörten Stabaußenfläche. Sowohl bei einer 500-fachen als auch bei einer 2000-fachen Vergrößerung ist zu erkennen, dass der Carbonstab eine sehr glatte Oberfläche besitzt und eine Verzahnung zwischen Mörtel und Stab nicht vorhanden ist. Als Vergleich dazu zeigt Abbildung 4.34 die Grenzfläche zwischen Edelstahlhülse und einem Vergussmörtel. Zu sehen ist, dass die Oberfläche der Edelstahlhülse wesentlich rauer ist, wodurch es zu einer Verzahnung zwischen Edelstahl und Mörtel kommt.

Die Oberfläche in der gefrästen Stabrippe ist wesentlich rauer (Abbildung 4.35). Es sind deutlich die Schädigung der Staboberfläche und die durchtrennten Kohlenstofffasern durch die Fräsung zu erkennen. Hierdurch wird allerdings auch eine Verzahnung zwischen Expansivmörtel und CFK-Stab bewirkt.

Aus der Untersuchung kann gefolgert werden, dass bei dem verwendeten Bewehrungsstab die Verbundspannung zu einem großen Teil über die Einfräsung im Stab und somit über den mechanischen Verbund übertragen wird. Dieser wirkt nach Überschreiten der chemischen Adhäsion zusammen mit dem Reibverbund. Der Reibverbund ist abhängig von der Rauheit der Oberfläche und fällt aufgrund der sehr glatten Oberfläche des CFK-Stabs und dem damit verbundenen geringen Reibkoeffizienten im Vergleich zum Edelstahl gering aus.

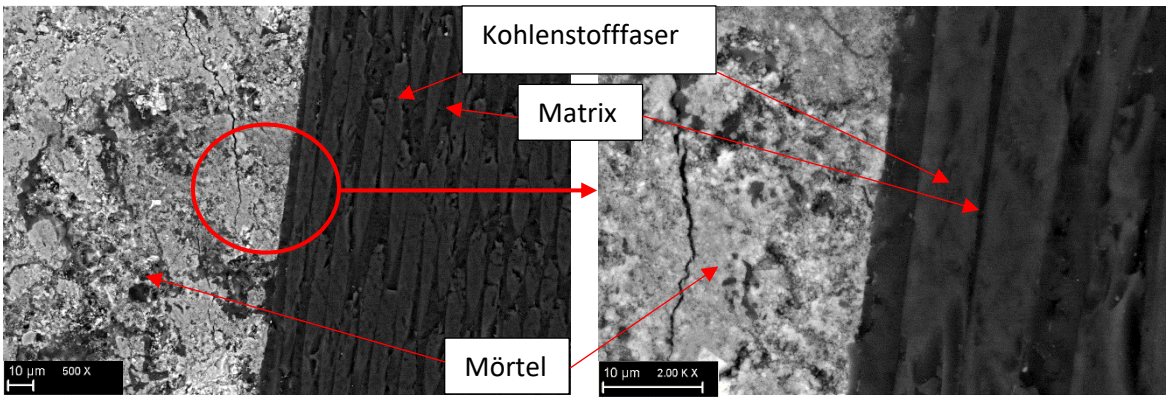


Abbildung 4.33: In Stablängsrichtung verlaufende Grenzfläche: 500-fach vergrößert (links); 2000-fach vergrößert (rechts)

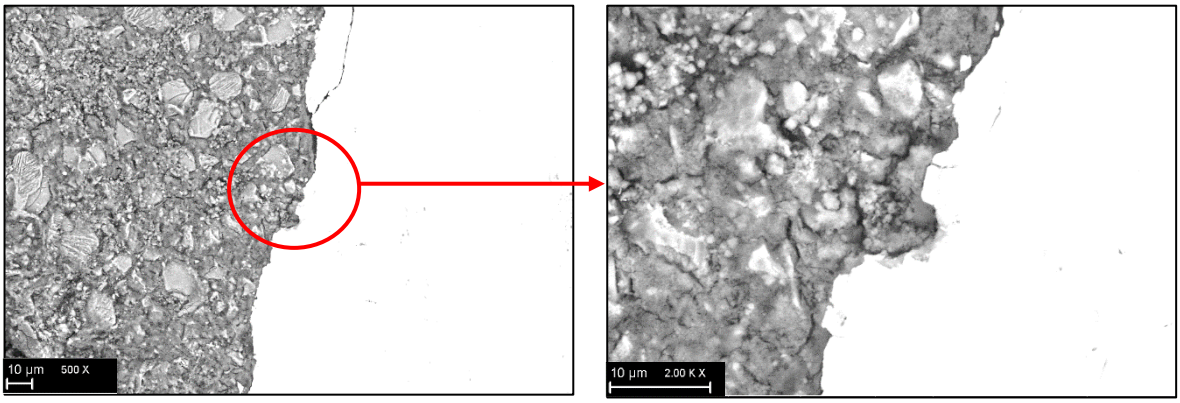


Abbildung 4.34: Grenzfläche zwischen Mörtel und Edelstahlhülse: 500-fach vergrößert (links); 2000-fach vergrößert (rechts)

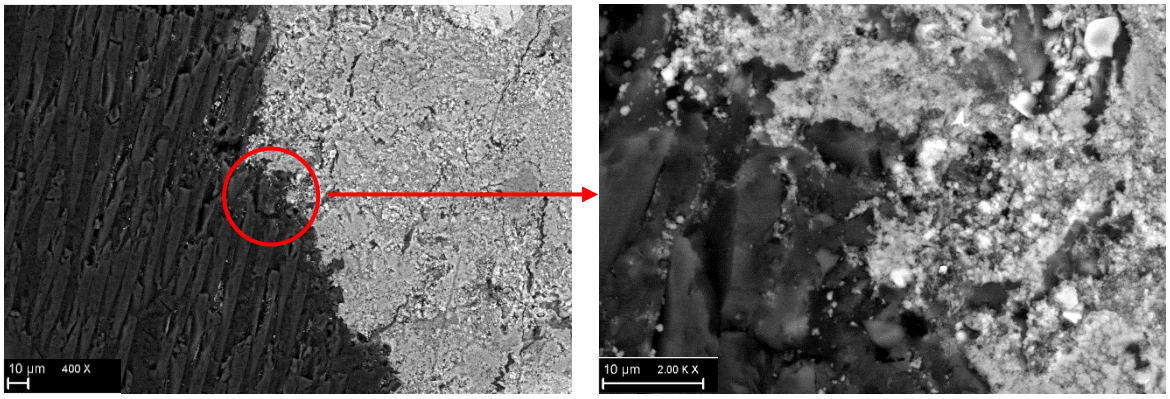


Abbildung 4.35: Bereich der Stabfräsung: 400-fach vergrößert (links); 2000-fach vergrößert (rechts)

4.8 Zusammenfassung

Die in Kapitel 4 dargestellten Ausführungen bilden die Grundlage für die Erforschung und Entwicklung einer Bauteilverbindung für Carbonbetonfertigteile. Es wurde die Endverankerung auf ihr Verbundtragverhalten unter Verwendung eines Expansivmörtels untersucht. Durch die Untersuchungen konnten die in diesem Kapitel eingangs definierten Haupt- und Nebenziele erreicht werden.

Über eine numerische Berechnung wurde die Querschnittsgröße $r_{g,a}$ der Edelstahlhülse iterativ bestimmt. Entscheidenden Einfluss hat dabei die Dehnsteifigkeit E_sA_s, da durch diese der erzeugte Querdruck auf den CFK-Stab maßgeblich beeinflusst wird. Nach Festlegung der Querschnittsabmessungen

folgten experimentelle Untersuchungen zur Beschreibung der Verbundeigenschaften der Endverankerung.

Die lokalen Verbundeigenschaften werden über die Verbundspannungs-Schlupf-Beziehung beschrieben. Es zeigte sich eine gute Übereinstimmung der Kurvenverläufe zwischen den Probekörpern VSB-I-1–6. Die mittlere maximale Verbundspannung liegt bei $\tau_{m,max}$ = 37,5 N/mm², der dazugehörige Schlupfwert ist $s(\tau_{m,max})$ = 0,28 mm. Es wurde immer ein Verbundversagen durch das Versagen der Stabrippe oder das Versagen der Betonrippe festgestellt.

Aufbauend auf der Ermittlung der lokalen Verbundeigenschaften über die VSB wurde die benötigte Verankerungslänge l_b = 7,0 cm des CFK-Stabes in der Edelstahlhülse numerisch berechnet und anschließend über Auszugsversuche verifiziert. Die Auszugskraft liegt im Mittel bei F_m = 89,0 kN und zeigt somit eine gute Übereinstimmung mit dem Zielwert von F_{cfk} = 89,1 kN. Es wurde ein Versagen der Stabrippen und der Betonrippe festgestellt. Somit konnte nicht die volle Stabkraft verankert werden. Der Vergleich zwischen den experimentellen (AZ-I) und numerischen Kraft-Schlupf-Beziehungen zeigte bis zu einer Kraft von F = 40,0 kN eine gute Übereinstimmung. Ab diesem Wert fällt jedoch die Steifigkeit der experimentell ermittelten Kraft-Schlupf-Beziehung ab. Dieser Steifigkeitsabfall konnte durch die numerische Berechnung nicht dargestellt werden. Grund dafür können Differenzen zwischen den tatsächlich vorliegenden und den experimentell ermittelten lokalen Verbundeigenschaften aus den Untersuchungen zur VSB sein. Hier können weitere Versuche mit einer Variation der Verankerungslänge zu genaueren Ergebnissen führen. Dennoch konnte mit den dargestellten Untersuchungen eine Verankerungslänge l_b ermittelt werden, mit der sich das übergeordnete Ziel der Bauteilverbindung praktisch umsetzen lässt.

Der Innendruck konnte in experimentellen Untersuchungen über die Umfangsdehnung ermittelt werden und lag nach 100 Tagen im Mittel bei p_i = 100,1 MPa. Jedoch lässt der Kurvenverlauf schlussfolgern, dass nach Abschluss der Messung ein weiterer Anstieg des Innendrucks erfolgt ist. Die Auszugsversuche nach 223 Tagen Lagerung führten zu guten Ergebnissen. Bei vier der Proben lag ein Stabversagen auf der freien Länge vor, der Probekörper UD-I-4 versagte durch Abscheren der Stabrippen.

Die experimentellen Untersuchungen zum Verbundtragverhalten unter einer zyklischen Beanspruchung zeigen gute Ergebnisse. DYN-I-1 und 2 erreichten die vorgegebenen 2,5 x 10^6 Lastzyklen und wurden anschließend auf ihre Restzugfestigkeit getestet. Der Verlauf der Kraft-Schlupf-Beziehung entspricht dabei in etwa denen aus rein statisch durchgeführten Auszugsversuchen. Auf Grundlage der Untersuchung können gute Verbundeigenschaften unter zyklischen Beanspruchungen geschlussfolgert werden.

Die Grenzfläche zwischen Expansivmörtel und Stab wurde über eine mikroskopische Untersuchung analysiert. Aufgrund der sehr glatten Staboberfläche außerhalb der Fräsung lässt sich ableiten, dass die Verbundtragwirkung hauptsächlich über den mechanischen Verbund erfolgt.

Zur Reproduzierbarkeit der dargestellten Endverankerung konnten wichtige Erkenntnisse erlangt werden. Wichtiger Parameter in diesem Zusammenhang ist der Innendruck. Dieser wird maßgeblich von der Schichtdicke des Mörtels und der Dehnsteifigkeit der Edelstahlhülse beeinflusst. Die Steigerung beider Werte resultiert in einer Erhöhung des Innendrucks und folglich in einer Erhöhung des Querdrucks auf den Stab, was zu einer weiteren Verbesserung der Verbundeigenschaften führen kann.

Gleichzeitig besteht die Gefahr, dass ein zu großer Wert des Innendrucks zur Minderung der Stabzugfestigkeit aufgrund der Querbeanspruchung führt. In den vorliegenden Untersuchungen konnte jedoch kein Innendruck erzeugt werden, der zu einer Zugfestigkeitsminderung führte. Dennoch besteht die Möglichkeit, dass unter Verwendung eines abweichenden CFK-Stabs Zugfestigkeitsminderungen auftreten. Neben dem Innendruck sind hier auch die Materialeigenschaften des verwendeten CFK-Stabs von Bedeutung.

5. Verbinden von Bauteilen mit einer stabförmigen CFK-Bewehrung

5.1 Allgemeines

In Kapitel 5 wird die Erforschung der Endverankerung als Verbindungsmittel für carbonbewehrte Betonfertigteile mit einer stabförmigen CFK-Bewehrung dargestellt. Zwei miteinander verbundene Balken wurden in einem Vier-Punkt-Biegeversuch experimentell auf ihr Trag- und Verformungsverhalten untersucht. Die Verbindung der Probekörper erfolgt dabei dem in Abschnitt 3.3 beschriebenen Vorgehen.

Beim Vier-Punkt-Biegeversuch wird der Probekörper mit zwei Einzellasten in den Viertelspunkten beansprucht. Es resultiert eine reine Momentenbeanspruchung zwischen den Lasteinleitungen und somit im Bereich der Verbindung. Aus den experimentellen Untersuchungen kann das Kraft-Verformungs-Verhalten über die Momenten-Krümmungs- und Momenten-Durchbiegungs-Beziehung (M-κ- und M-w-Beziehung) abgeleitet werden. Die experimentellen Ergebnisse werden analytischen Berechnungen gegenübergestellt.

Es werden zwei Versuchsreihen untersucht, in denen die Höhe der Probekörper variiert, woraus ein unterschiedliches Kraft-Verformungs-Verhalten resultiert. Die dargestellten Untersuchungen wurden im Rahmen der Abschlussarbeit von MUTHMANN [101] durchgeführt.

Es werden folgende Hauptziele definiert:

- Beschreibung des Last-Verformungs-Verhaltens der Probekörper über die M-κ- und M-w-Beziehung und Vergleich mit analytischen Berechnungen;
- Bestimmung der Versagensarten der Probekörper;
- Untersuchung des Einflusses der Bauteilkrümmung auf das Versagen der Probekörper;
- Aussagen über die baupraktische Anwendbarkeit der Verbindung.

5.2 Versuchsprogramm

Zur Identifikation der Versuchskörper wird die nachstehende Nomenklatur verwendet.

□ – □ – □

- laufende Prüfkörper-Nr.: **1-5**
- Versuchsreihe: **I-II**
- Bezeichnung des Teilbereichs: Balkenversuche (**BV**)

Die experimentellen Untersuchungen wurden an der Plattenbiegemaschine in der Peter-Behrens-Halle der TU Berlin durchgeführt. Die weggesteuerte Prüfgeschwindigkeit betrug 0,6 mm/min. Die Probekörper waren prinzipiell nach dem Schema in Abbildung 5.1 aufgebaut. Abbildung 5.2 zeigt beispielhaft den Versuchsaufbau anhand des Probekörpers BV-II-2. Jeder Versuchskörper hatte eine Länge von 3,40 m und eine Spannweite von 3,0 m. Die Breite betrug 0,15 m. Die Balkenhöhe der Versuchsreihe BV-I liegt bei 0,30 m, die Balkenhöhe der Versuchsreihe BV-II bei 0,22 m. Ein Detail des Verbindungsbereichs ist in Abbildung 5.3 dargestellt.

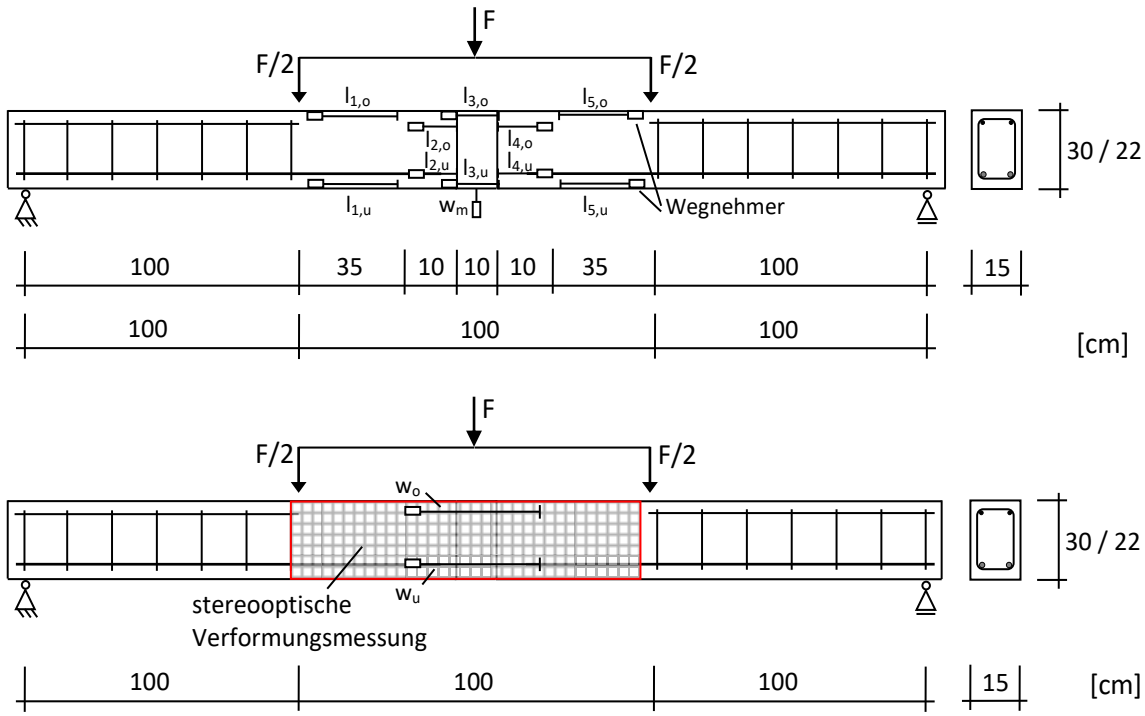


Abbildung 5.1: Schematische Darstellung des Versuchsaufbaus und der Messtechnik

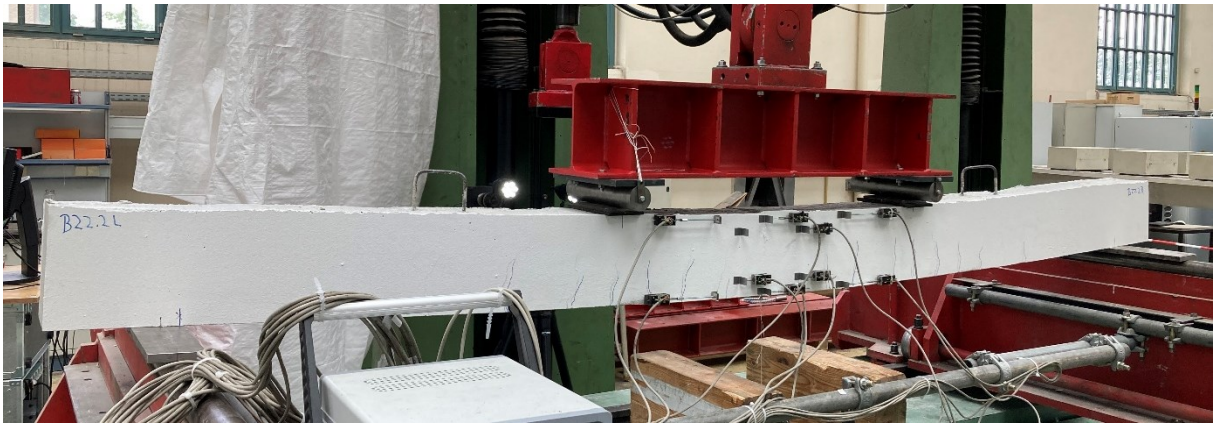


Abbildung 5.2: Darstellung des Versuchsaufbaus am Beispiel von Probekörper BV-II-2

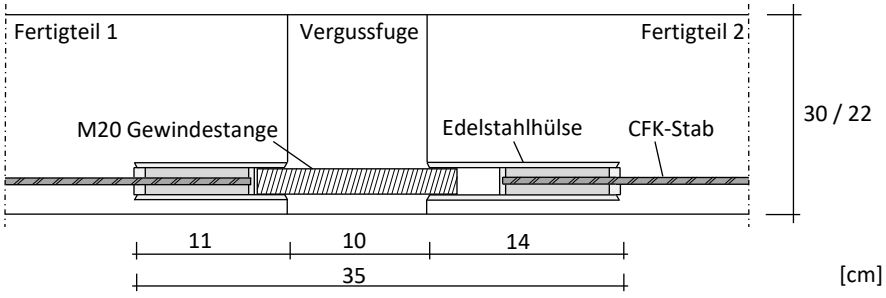


Abbildung 5.3: Detail des Verbindungsbereichs der Probekörper aus Versuchsreihe BV-I und II

Als Messtechnik wurden Wegnehmer und eine stereooptische Verformungsanalyse verwendet, dessen Anordnung bzw. Messbereich ebenfalls in Abbildung 5.1 dargestellt ist.

Die Anordnung der Wegnehmer richtet sich nach den unterschiedlichen Probekörperabschnitten, in denen die Steifigkeit variiert. Es existiert zum einen der Bereich des ungestörten Balkens (Wegnehmer 1 und 5) und der Bereich, in dem eine im Vergleich zum ungestörten Bereich erhöhte Steifigkeit durch die Endverankerung vorliegt (Wegnehmer 2 und 4). Zum anderen ist der Probekörperabschnitt der Vergussfuge mit einem Beton hergestellt worden, der das 1,58-fache der Druckfestigkeit des Betons der Fertigteile aufweist. Gleichzeitig wird die Biegezugkraft über die Gewindestangen übertragen, wodurch wiederum andere Steifigkeitsverhältnisse vorliegen (Wegnehmer 3). Durch die Anordnung der Wegnehmer sollen in der Versuchsauswertung die unterschiedlichen Krümmungen erfasst werden können.

Die Geometrie und konstruktive Durchbildung der Probekörper wurden so gewählt, dass rechnerisch ein Biegezugversagen der Bewehrung eintritt, bevor der Beton in der Druckzone seine maximale Spannung $\sigma_{c,u}$ erreicht. Im Versagenszustand entspricht die Bruchspannung der Bewehrung $\sigma_{cfk,u}$ derjenigen mittleren Zugspannung aus den axialen Zugversuchen der Versuchsreihe AZ-I, das heißt $\sigma_{cfk,u} = \sigma_{cfk,,AZI} = 1569$ MPa. Die dazugehörige Bruchkraft der Bewehrung beträgt somit $F_{cfk,u} = 89{,}0$ kN. Um ein Querkraftversagen auszuschließen, wurde zwischen den Lasteinleitungen und den Auflagerpunkten eine Bügelbewehrung angeordnet. Zur Stabilisierung der Querkraftbewehrung wurde eine obere Längsbewehrung zwischen Lasteinleitung und Auflager angeordnet.

5.3 Material und Herstellung

Die Versuchskörper hatten die in Abbildung 5.4 dargestellte Geometrie und konstruktive Durchbildung. Die Biegezugbewehrung wurde mit dem Carbonstab C4R, 2 Ø 10 ausgeführt. Die Betondeckung des Carbonsstabs beträgt, in Anlehnung an die Untersuchungen von SCHUMANN [44], $c_v = 3{,}5\ Ø_{Stab} = 3{,}5$ cm. Da das Material der Querkraft- und der obere Längsbewehrung für die Versuchsauswertung nicht relevant ist, wurden diese aus Kosten- und Herstellungsgründen aus herkömmlichem Bewehrungsstahl B500B hergestellt. Abbildung 5.5 zeigt den fertigen Bewehrungskorb. Die Edelstahlhülsen wurden mit M20-Bolzen durch eine Öffnung in der Schalung verschraubt und dadurch die Position der Hülsen in der Schalung während der Betonage gesichert (Abbildung 5.6).

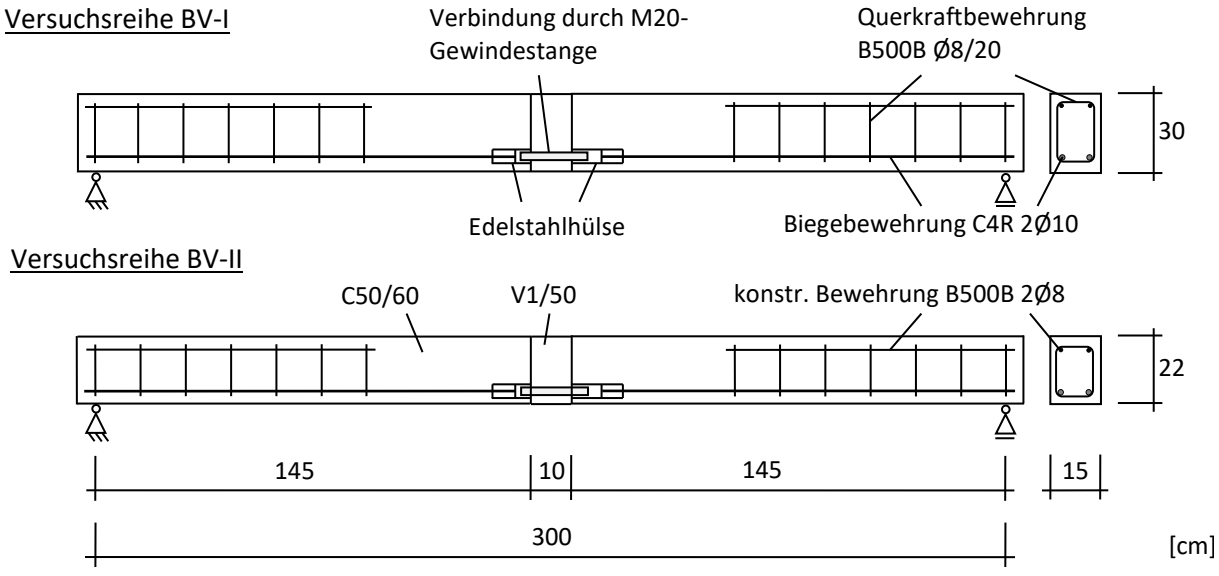


Abbildung 5.4: Geometrie, konstruktive Durchbildung und Versuchsanordnung von Versuchsreihe BV-I und BV-II

Zur Aus- und Bewertung der Versuchsergebnisse wurden die Zylinder- und Würfeldruckfestigkeiten, der E-Module am Zylinder und die Biegezugfestigkeit der verwendeten Betone C50/60 (Balken) und V1/50 (Vergussfuge) experimentell ermittelt und in Tabelle 5.1 dargestellt. Die Eigenschaften des Carbonstabs wurden in den Untersuchungen zur Stabverankerung ermittelt und sind in Tabelle 4.2 dargestellt.

Abbildung 5.5: Bewehrungskörbe für Probekörper

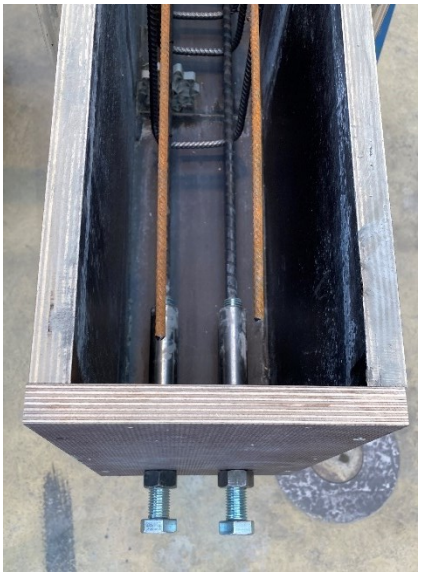


Abbildung 5.6: Fixierung der Edelstahlhülse über Verschraubung

Tabelle 5.1: Experimentell ermittelte Materialeigenschaften der verwendeten Betone

Material [-]	$f_{c,cube}$ [MPa]	$f_{c,cyl}$ [MPa]	E-Modul [MPa]	$f_{ct,f}$ [MPa]
C50/60	64,8	51,5	25 800	3,8
V1/50	102,2	96,3	28 900	5,7

Bei allen Probekörpern wurden sowohl die Balken als auch die Vergussfugen aus jeweils einer Betoncharge gegossen. In einem ersten Schritt wurden zwanzig Balken hergestellt, die eine Länge von 1,65 m hatten (Abbildung 5.7). Die Balken wurden nach sieben Tagen ausgeschalt. Es wurden jeweils zwei Balken gegenüber platziert und durch eine M20-Gewindestange miteinander verschraubt (Abbildung 5.8). Anschließend wurde die Fuge (Abbildung 5.9 links) mit dem Vergussmörtel V1/50 des Unternehmens Pagel Spezialbeton GmbH ausgegossen. Die vollständigen Probekörper wurden wiederum nach sieben Tagen ausgeschalt.

Abbildung 5.7: Herstellung der Balken vor dem Verbinden

Abbildung 5.8: Verbinden der Balken durch M20-Gewindestange

Abbildung 5.9: Verbindungsfuge vor dem Vergießen (links); Prüfkörper nach vollständiger Herstellung (rechts)

Nach dem Ausschalen wurden die Balken für eine bessere Risserkennung weiß gestrichen. Zusätzlich wurde für die stereooptische Verformungsanalyse eine schwarz gepunktete Struktur im Messbereich aufgebracht (Abbildung 5.9 rechts).

5.4 Versuchsergebnisse

Mit den Ergebnissen der experimentellen Untersuchung kann das Trag- und Verformungsverhalten der miteinander verbundenen Probekörper anhand der M-κ- und M-w-Beziehungen beschrieben werden.

Für die Erstellung der M-κ- und M-w-Beziehungen werden die Durchbiegung w_m (Abbildung 5.1), die Maschinenkraft F und die Verformungen (w_o und w_u) aus der stereooptischen Verformungsmessung herangezogen.

Aus der Maschinenkraft F wird das einwirkende Moment M bestimmt. Die Aufzeichnungen der horizontalen Wegnehmer war es nicht möglich, die Bauteilkrümmungen im Bereich der Verbindung zutreffend zu berechnen. In der Auswertung zeigte sich, dass die Werte stark streuen. Grund hierfür sind die sehr kurzen Messlängen, bei denen die Präsenz oder Absenz von einem einzigen Riss zu signifikanten Unterschieden in den Dehnungen und in den berechneten Krümmungen führt. Aufgrund dessen wurden nur der Wegnehmer w_m in die Versuchsergebnisse miteinbezogen. Alternativ wurden über die stereooptische Verformungsanalyse digitale Wegnehmer (w_o, w_u in Abbildung 5.1) erstellt, mit denen die Bauteilverformungen über eine Länge von 35,0 cm im Bereich der Verbindung bestimmt wurden. Der Zusammenhang zwischen Messgröße und berechneter Größe ist in Tabelle 5.2 angegeben. Tabelle 5.3 zeigt die Versuchsergebnisse beider Versuchsreihen im Riss- und Bruchzustand der Probekörper.

Tabelle 5.2: Messstellen und berechnete Größe der Untersuchung der Verbindung von Bauteile mit flächigen CFK-Bewehrung

Messstelle	Berechnete Größe	
Maschinenkraft F	$M = 0{,}5*F + g*l^2/8$	
Verschiebung w_m	Durchbiegung Feldmitte	
Verschiebung w_o	Dehnung $\varepsilon_{wo} = w_o/350$ mm	BV-I: Krümmung $\kappa = (\varepsilon_{wu} - \varepsilon_{wo})/0{,}24$ m
Verschiebung w_u	Dehnung $\varepsilon_{wu} = w_u/350$ mm	BV-II: Krümmung $\kappa = (\varepsilon_{wu} - \varepsilon_{wo})/0{,}16$ m

Zur Beschreibung des Trag- und Verformungsverhaltens werden in Abbildung 5.10 und Abbildung 5.11 die M-κ-Beziehung, in Abbildung 5.12 und Abbildung 5.13 die M-w-Beziehung beider Versuchsreihen dargestellt. Sowohl die M-κ- als auch die M-w-Beziehungen der Probekörper aus Versuchsreihe BV-I zeigen dabei eine gute Übereinstimmung. Es ist deutlich ein Steifigkeitsabfall nach Überschreiten des Rissmoments zu erkennen. Die Traglast liegt im Mittel bei F_u = 82,1 kN, das dazugehörige Moment bei M_u = 41,1 kNm. Die Standardabweichung des Bruchmoments M_u, der dazugehörigen Krümmung κ_u und Durchbiegung w_u betragen σ_{Mu} = 2,19 kNm, $\sigma_{\kappa u}$ = 0,002 1/m und σ_{wu} = 2,42 mm.

Die Ergebnisse der Versuchsreihe BV-II zeigen eine bessere Übereinstimmung der erreichten Bruchmomente, streuen jedoch stärker in ihrer Krümmung und Durchbiegung. Die Standardabweichungen des Bruchmoments M_u, die der dazugehörigen Krümmung κ_u und Durchbiegung w_u betragen σ_{Mu} = 0,88 kNm, $\sigma_{\kappa u}$ = 0,011 1/m und σ_{wu} = 8,78 mm. Auch fällt eine Unterscheidung des Zustands I und II gerade bei den Probekörpern BV-II-2 und BV-II-3 im Vergleich zur Versuchsreihe BV-I deutlich schwerer. Die Traglast liegt im Mittel bei F_u = 55,7 kN, das dazugehörige mittlere Bruchmoment beträgt M_u = 27,8 kNm. Eine Auswertung des Probekörpers BV-II-1 mittels der stereooptischen Verformungsanalyse war aufgrund von sich ändernden Lichtverhältnissen im Versuchsverlauf nicht möglich. Deshalb konnte keine M-κ-Beziehung für diesen Probekörper erstellt werden (vgl. Abbildung 5.11).

Tabelle 5.3: Darstellung der Versuchsergebnisse für BV-I und BV-II im Riss- und Bruchzustand

Probekörper	Querschnittshöhe [cm]	F_{cr} [kN]	M_{cr} [kNm]	κ_{cr} [1/m]	w_{cr} [mm]	F_u [kN]	M_u [kNm	κ_u [1/m]	w_u [mm]
BV-I-1	30,0	15,8	7,9	0,0018	1,5	75,9	38,0	0,025	33,9
BV-I-2		14,4	7,2	0,0021	1,8	82,5	41,2	0,022	37,3
BV-I-3		15,4	7,7	0,0025	2,4	77,8	38,9	0,026	34,6
BV-I-4		16,0	8,0	0,0026	2,5	89,0	44,5	0,027	41,3
BV-I-5		20,0	10,0	0,0020	3,2	85,5	42,8	0,030	38,1
Ø BV-I		16,3	8,2	0,0022	2,3	82,1	41,1	0,026	37,0
BV-II-1	22,0	8,2	4,1	-	4,5	57,8	28,8	-	70,8
BV-II-2		7,6	3,8	0,0046	4,6	54,1	27,1	0,076	60,6
BV-II-3		7,6	3,8	0,0040	3,1	56,2	28,1	0,077	63,0
BV-II-4		7,0	3,5	0,0064	2,2	57,5	28,6	0,064	56,6
BV-II-5		5,0	2,5	0,0041	1,3	53,0	26,5	0,050	44,1
Ø BV-II		7,1	3,5	0,0048	3,1	55,7	27,8	0,067	59,0

Alle zehn Probekörper versagten in der Zugzone des Querschnitts. Die Versagensart variierte zwischen einem Versagen des CFK-Stabs auf der freien Länge, einem Versagen des CFK-Stabs direkt an der Endverankerung und einem Verbundversagen in der Endverankerung. Tabelle 5.5 gibt eine Übersicht über die Art des Versagens der einzelnen Probekörper.

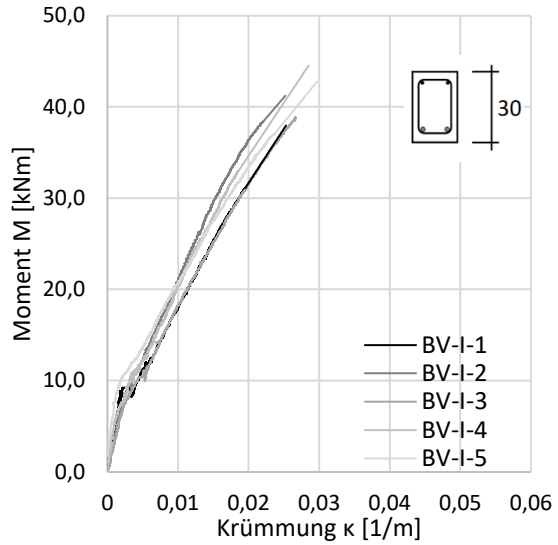


Abbildung 5.10: M-κ-Beziehung BV-I

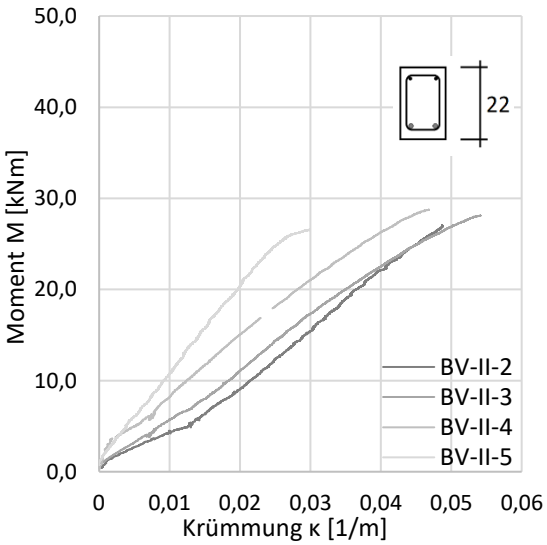


Abbildung 5.11: M-κ-Beziehung BV-II

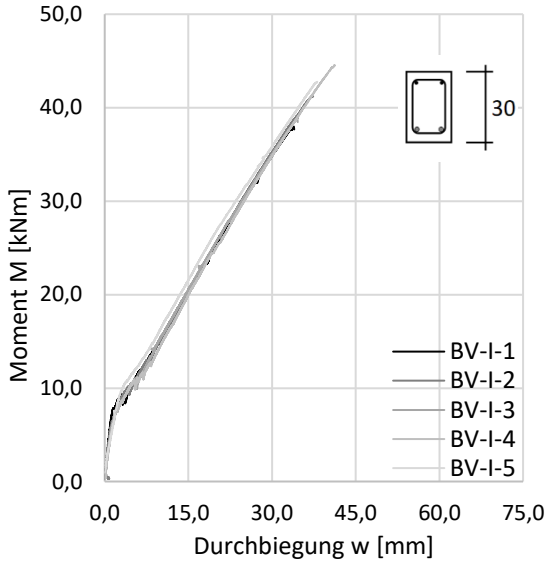


Abbildung 5.12: M-w-Beziehung BV-I

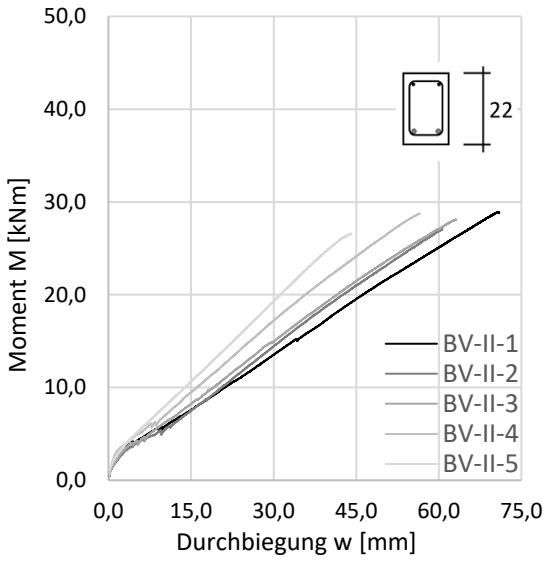


Abbildung 5.13: M-w-Beziehung BV-II

5.5 Versuchsauswertung

5.5.1 Trag- und Verformungsverhalten

Das Trag- und Verformungsverhalten wird üblicherweise mit der M-κ- und der M-w-Beziehung beschrieben, die je nach Bewehrung von verschiedenen markanten Punkten gekennzeichnet ist. In der vorliegenden Untersuchung lag der Fokus auf dem Trag- und Verformungsverhalten des Verbindungsbereichs unter der aufgebrachten Belastung. Die Versuchsergebnisse werden mit berechneten Werten verglichen, welche anhand des vorliegenden statischen Systems und der Belastung aus den experimentellen Untersuchungen ermittelt werden. Die Ermittlung der Traglast in Form des Bruchmoments M_u erfolgt am statischen System nach Abbildung 5.1 gemäß den Zusammenhängen nach Abschnitt 2.3.5 und den tatsächlichen Materialeigenschaften nach Abschnitt 4.3 und 5.3. Rechnerisch wird ein Versagen der CFK-Zugbewehrung vorausgesetzt. Die durch die Belastung im Vier-Punkt-Biegeversuch resultierenden Schnittkraftverläufe sind qualitativ in Abbildung 2.30 dargestellt.

Zur rechnerischen Bestimmung der Krümmung κ_{cal} und der Durchbiegen w_{cal} müssen die tatsächlichen Steifigkeiten im Verbindungsbereich berücksichtigt werden. Andernfalls führen die Berechnungen zu wesentlich größeren Krümmungen und Durchbiegungen als in den experimentellen Untersuchungen ermittelt wurden. Der in dieser Arbeit zugrunde gelegte Ansatz basiert auf einer über den Verbindungsbereich gemittelten, äquivalenten Dehnsteifigkeit $EA_{äq}$ (vgl. Abbildung 5.14). Neben der statischen Nutzhöhe d, dem Hebelarm der inneren Kräfte z und der Höhe der Betondruckzone fließt die Dehnsteifigkeit EA in die Berechnung der Krümmung nach Gl. 2.32 ein. Eine erhöhte Dehnsteifigkeit resultiert dabei in einer geringeren Krümmung κ und folglich auch in einer geringeren Durchbiegung w.

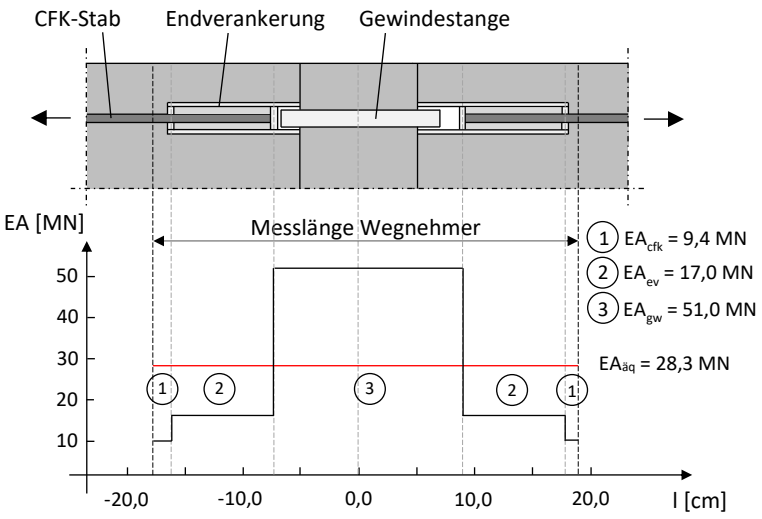


Abbildung 5.14: Dehnsteifigkeiten EA im Bereich der Balkenverbindung

Zur Berechnung von $EA_{äq}$ wird linear-elastisches Materialverhalten vorausgesetzt. Folglich gilt:

$$\varepsilon = \frac{\Delta l}{l} = \frac{\sigma}{E} = \frac{F}{EA} \qquad \textit{Gl. 5.1}$$

In Gl. 5.1 beschreibt l die Länge des betrachteten Bereichs und wird im vorliegenden Fall durch die Länge der Wegnehmer w_o bzw. w_u vorgegeben, d. h. l = 35,0 cm. Δl ist die Längenänderung auf der Messlänge l, die durch die Verformung infolge der Lasteinwirkung auf das Bauteil entsteht. F beschreibt die wirkende innere Zugkraft in der Verbindung. EA wiederum ist die Dehnsteifigkeit der entsprechenden Verbindungskomponente (① CFK-Stab, ② Endverankerung, ③ Gewindestange; Abbildung 5.14), die am Lastabtrag der Zugkraft beteiligt sind. Eine über den Verbindungsbereich gemittelte, äquivalente Dehnsteifigkeit muss zur gleichen Längenänderung Δl führen, wie die aufsummierten Längenänderungen der einzelnen Verbindungskomponenten. Umstellen der Gl. 5.1 nach Δl führt zur Längenänderung im Messbereich von l = 35,0 cm:

$$\Delta l = l * \frac{F}{EA} \qquad \textit{Gl. 5.2}$$

Unter Berücksichtigung der Verbindungskomponenten ergibt sich Gl. 5.3.

$$\sum l_i * \frac{F}{EA_i} = l_{cfk} * \frac{F}{EA_{cfk}} + l_{ev} * \frac{F}{EA_{ev}} + l_{gw} * \frac{F}{EA_{gw}} \qquad \textit{Gl. 5.3}$$

Wird Gl. 5.3 mit der Längenänderung Δl, unter Berücksichtigung von $EA_{äq}$ gleichgesetzt, folgt:

$$l_{cfk} * \frac{F}{EA_{cfk}} + l_{ev} * \frac{F}{EA_{ev}} + l_{gw} * \frac{F}{EA_{gw}} = l_{ges} * \frac{F}{EA_{äq}} \qquad \textit{Gl. 5.4}$$

Umstellen der Gl. 5.4 nach $EA_{äq}$ ergibt:

$$EA_{äq} = \frac{l_{ges}}{\frac{l_{cfk}}{EA_{cfk}} + \frac{l_{ev}}{EA_{ev}} + \frac{l_{gw}}{EA_{gw}}} \qquad \textit{Gl. 5.5}$$

mit: l_{cfk} & EA_{cfk} = Länge und Dehnsteifigkeit der CFK-Bewehrung
l_{ev} & EA_{ev} = Länge und Dehnsteifigkeit der Endverankerung
l_{gw} & EA_{gw} = Länge und Dehnsteifigkeit der Gewindestange

Die Dehnsteifigkeit des CFK-Stabs wird mithilfe der Materialkennwerte aus Tabelle 4.2 bestimmt, der E-Modul der Gewindestange beträgt E_{gw} = 210 GPa, die Querschnittsfläche ist A_{gw} = 245 mm². Die Relativverschiebung respektive der Schlupf zwischen CFK-Stab und Endverankerung muss ebenfalls in der Berechnung von $EA_{äq}$ berücksichtigt werden, da dieser auch von der Messtechnik im Versuch implizit erfasst wird. Eine Vernachlässigung des Schlupfes führt in der Berechnung zu einer erhöhten Dehnsteifigkeit, wodurch die rechnerische Krümmung und Durchbiegung unterschätzt werden. Der Schlupf wird als Mittelwert der Probekörper AZ-I aus Abschnitt 4.5.3 mit s_m = 0,39 mm (vgl. Tabelle 4.6) angesetzt und wird in der Berechnung von EA_{ev} mitberücksichtigt. Die Dehnsteifigkeiten der einzelnen Verbindungskomponenten sind in Abbildung 5.14 dargestellt. Die äquivalente Dehnsteifigkeit beträgt $EA_{äq}$ = 28,3 MN und ist in Abbildung 5.7 als rot gekennzeichnete Linie markiert. Gl. 5.6 zeigt die Berechnung von $EA_{äq}$. Der Messbereichs von l = 35,0 cm umfasst genau den Bereich der Verbindung, der keinen freien Stabbereich einschließt. Somit hat der freie Stab im vorliegenden Fall keinen Einfluss auf $EA_{äq}$.

$$EA_{äq} = \frac{350,0}{\frac{70,0+70,0}{17,0} + \frac{70,0+40,0+100,0+0,39}{51,0}} = 28,3MN \qquad \textit{Gl. 5.6}$$

Die rechnerischen Ergebnisse sind in Tabelle 5.4 dargestellt. Die Gegenüberstellung der M-κ- und M-w-Beziehung der Versuchsreihe BV-I findet sich in Abbildung 5.15 und Abbildung 5.17. Das Bruchmoment M_u konnte unter Annahme eines Zugversagens der CFK-Bewehrung zutreffend berechnet werden. Ferner führen die Berechnung der Krümmung und der Durchbiegung mithilfe der äquivalenten Steifigkeit $EA_{äq}$ = 28,3 MN zu guten Ergebnissen. Der Vergleich der rechnerisch und experimentell ermittelten M-κ- und M-w-Beziehung zeigt, dass durch die Berechnung die Steifigkeit etwas überschätzt wird. Dadurch kommt es in der Berechnung zu einer Unterschätzung der Krümmung und der Durchbiegung im Bruchzustand. Das Rissmoment und die dazugehörige Krümmung bzw. Durchbiegung konnte zutreffend berechnet werden.

Auch bei der Versuchsreihe BV-II ist festzustellen, dass die Berechnung des Bruchmoments eine gute Übereinstimmung mit den experimentellen Ergebnissen zeigt. Die experimentell ermittelten Werte der Krümmung und Durchbiegung streuen wesentlich stärker zwischen den Probekörpern. Dennoch ist beim Vergleich der rechnerisch und experimentell ermittelten M-κ- und M-w-Beziehung zu erkennen, dass der rechnerische Wert eine höhere Steifigkeit als das Mittel der experimentellen Verläufe aufweist. Dies betrifft sowohl den Zustand I als auch den Zustand II der Probekörper.

Tabelle 5.4: Rechnerische Maschinenkräfte, Riss- und Bruchmomente und dazugehörige Krümmungen

Versuchsreihe [-]	Querschnittshöhe [cm]	F_{cr} [kN]	M_{cr} [kNm]	κ_{cr} [1/m]	w_{cr} [mm]	F_u [kN]	M_u [kNm	κ_u [1/m]	w_u [mm]
BV-I	30,0	17,2	8,6	0,0010	1,4	80,8	42,6	0,023	34,1
BV-II	22,0	9,2	4,6	0,0012	1,7	57,6	29,3	0,035	51,1

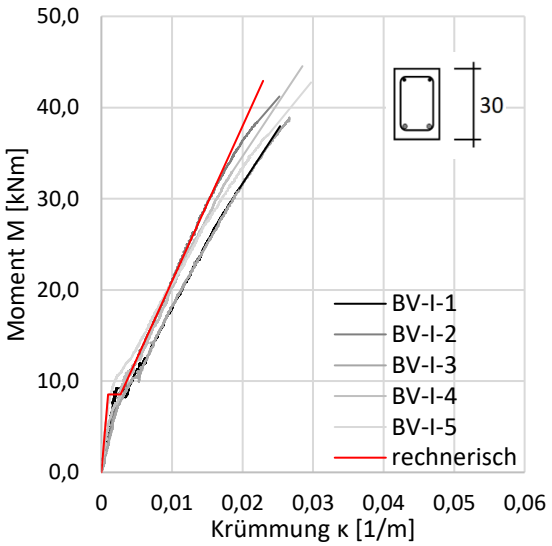


Abbildung 5.15: Gegenüberstellung der rechnerisch und experimentell ermittelten M-κ-Beziehung BV-I

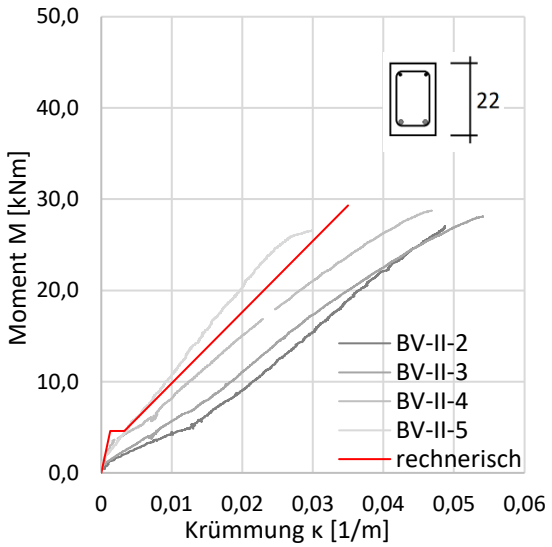


Abbildung 5.16: Gegenüberstellung der rechnerisch und experimentell ermittelten M-κ-Beziehung BV-II

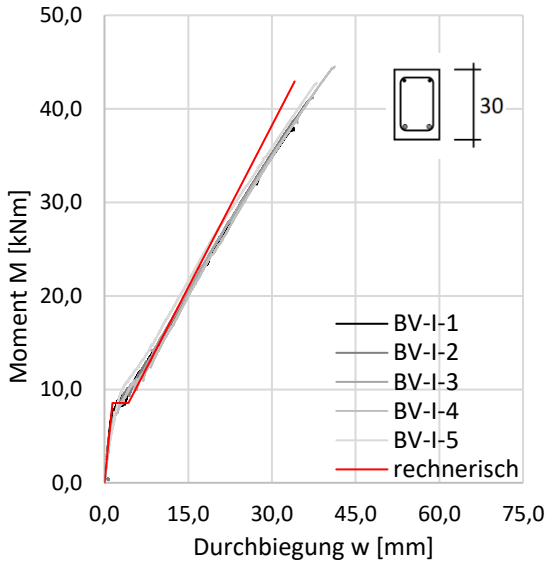


Abbildung 5.17: Gegenüberstellung der rechnerisch und experimentell ermittelten M-w-Beziehung BV-I

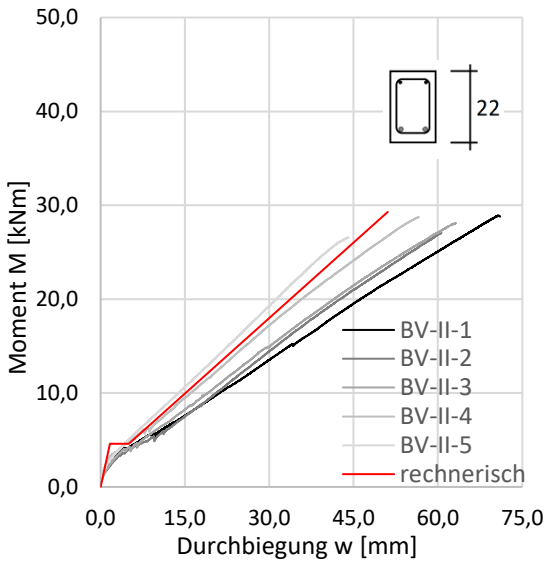


Abbildung 5.18: Gegenüberstellung der rechnerisch und experimentell ermittelten M-w-Beziehung BV-II

Grundlegend kann festgestellt werden, dass durch die Annahme eines Zugversagens der CFK-Bewehrung die Traglast zweier verbundener Fertigteile unter einer reinen Biegebeanspruchung auf Grundlage der Zusammenhänge aus Abschnitt 2.3.5 zutreffend ermittelt werden kann. Zur Bestimmung der

Verformungen, ausgedrückt durch die Krümmung und die Durchbiegung, führte ein Berechnungsansatz mit einer für den Verbindungsbereich äquivalenten Steifigkeit zu guten Ergebnissen, wenn auch die Steifigkeit etwas überschätzt wird. Es können folgende Gründe für ein weicheres Bauteilverhalten ausgemacht werden:

- Bei der Verschraubung der Bauteile mittels der Gewindestange wurden die Gewinde nicht mit einer Schraubensicherung versehen. Durch Fertigungstoleranzen der Innen- und Außengewinden existiert zwischen dem Außengewinde der Gewindestange und dem Innengewinde der Endverankerung eine leichte Toleranz, wodurch eine größere Verformung entstehen kann. Solchen Passungenauigkeiten kann beispielsweise durch eine Kontermutter entgegengewirkt werden.
- Der E-Modul der Gewindestange wurde nicht experimentell verifiziert. Sofern eine geringere Dehnsteifigkeit EA_{gw} vorliegt, als in der Berechnung angenommen, kommt es zu einer größeren Verformung der Bauteile.
- Wird die Relativverschiebung zwischen CFK-Stab und Endverankerung in der Berechnung als zu gering angesetzt, resultiert daraus ein höherer Wert für $EA_{äq}$. Folglich steigt auch die rechnerische Steifigkeit des Verbindungsbereichs, was zu einer Verringerung der rechnerischen Verformungen führt.

Durch die stereooptische Verformungsanalyse können Verformungen lokalisiert und daraus Rissbilder abgeleitet werden. Dadurch kann eine etwaiger Einfluss der Verbindung auf die Rissverteilung und die Rissverläufe festgestellt werden. Abbildung 5.19 und Abbildung 5.20 zeigen beispielhaft die Rissbilder der Versuchskörper BV-I-5 und BV-II-3 unmittelbar vor dem Versagen.

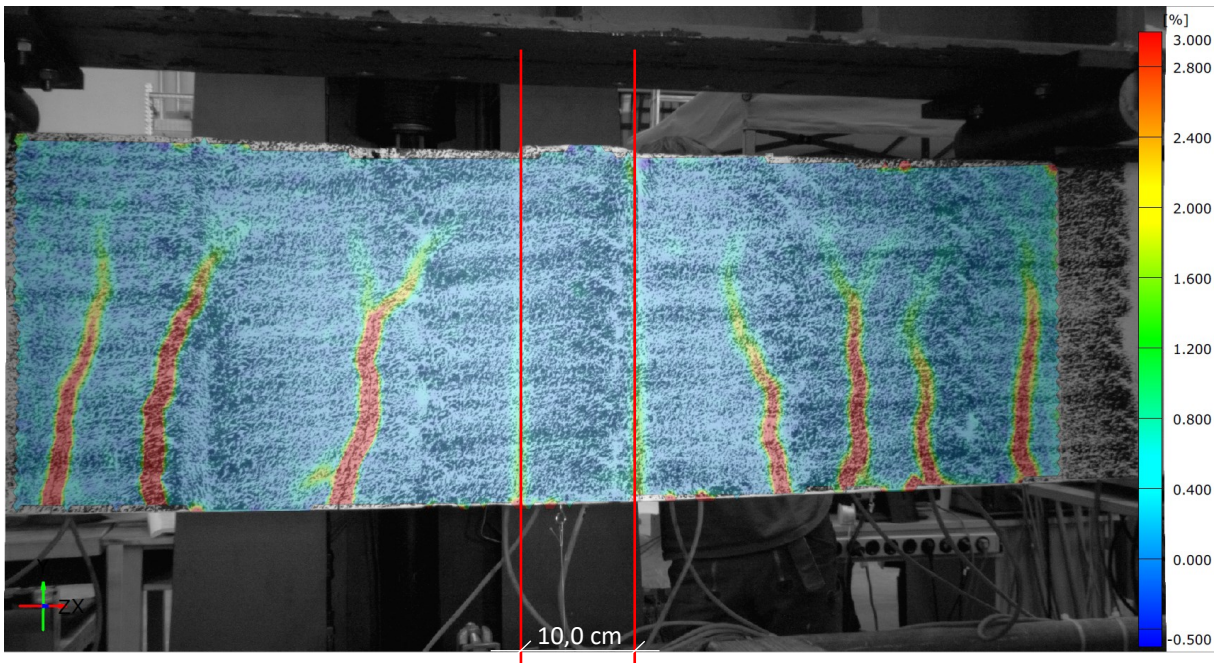


Abbildung 5.19: Abgeschlossenes Rissbild unmittelbar vor dem Versagen, Probekörper BV-I-5

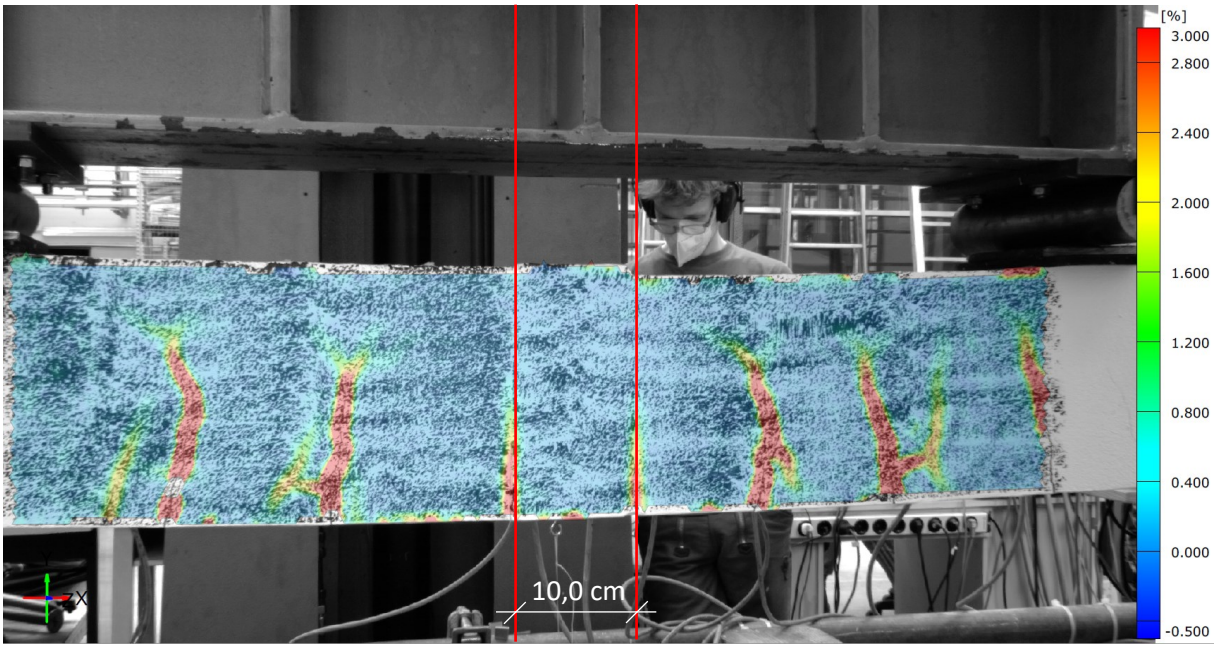


Abbildung 5.20: Abgeschlossenes Rissbild unmittelbar vor dem Versagen, Probekörper BV-II-3

Der Bereich der Vergussfuge wurde durch rote, vertikale Linien markiert. Klar zu erkennen ist ein Biegeriss am Übergang vom Fertigteil zur Vergussfuge. Von diesem Riss ausgehend ist ein weiterer deutlicher Biegeriss jeweils links und rechts vom Bereich der Vergussfuge zu erkennen. Dieser Riss markiert den Übergang von der Endverankerung zum freien Stabbereich. Eine Rissbildung im Bereich der Endverankerung ist nicht zu erkennen. Es kann geschlussfolgert werden, dass aufgrund der glatten Oberfläche der Endverankerung keine Spannungen über eine Verbundtragwirkung zum Beton übertragen werden, die für eine Rissbildung des Betons ausreichend ist. Ferner ist im Bereich der Endverankerung keine horizontale Rissbildung zu erkennen, die auf ein etwaiges Abplatzen der Betondeckung aufgrund der relativ hohen Biegesteifigkeit der Endverankerung schließen lässt.

5.5.2 Versagen

Neben der Beschreibung des Last- und Verformungsverhaltens war das Versagen der Probekörper von Bedeutung. Die Traglastermittlung wurde unter der Annahme eines Biegezugversagens der Bewehrung geführt. Im Bruchzustand betrug die rechnerische Zugkraft der Bewehrung $F_{cfk,u}$ = 89,0 kN. Dies entspricht dem Mittelwert der axialen Zugversuche der Versuchsreihe AZ-I aus Abschnitt 4.5.3. Da bei den axialen Zugversuchen der Versuchsreihen AZ-I und AZ-II sowohl ein Stabversagen auf der freien Länge als auch ein Verbundversagen zwischen Stab und Endverankerung auftrat, war bei den Balkenversuchen ebenfalls von beiden Versagensarten auszugehen. Zusätzlich sollte überprüft werden, ob es aufgrund der hohen Biegesteifigkeit der Endverankerung zu einem Abplatzen der Betondeckung im Bereich der Verbindung kommt. Dieses Verhalten konnte jedoch bei keinem der Probekörper festgestellt werden.

In den experimentellen Untersuchungen konnten sowohl ein Stabversagen auf der freien Länge (Abbildung 5.21), als auch ein Verbundversagen zwischen Stab und Endverankerung festgestellt werden (Abbildung 5.23). Zusätzlich wurde bei einigen Probekörpern ein Versagen unmittelbar am Übergang vom freien Stab zur Endverankerung ermittelt (Abbildung 5.22). Vorwiegend trat ein kombiniertes Ver-

sagen aus Verbundversagen und Versagen am Übergang zwischen Stab und Endverankerung auf (Abbildung 5.24). Es bleibt jedoch anzumerken, dass aufgrund des schlagartigen Versagens eine weitere Schädigung der Probekörper und der durch den Bruch freigelegten Bewehrung nicht ausgeschlossen werden kann. Die dargestellten Versagensarten beruhen jedoch auf dem Bruchbild, das nach Abschluss des Versuchs optisch ermittelbar war. Die Versagensart der einzelnen Probekörper ist in Tabelle 5.5 dargestellt. Alle nicht dargestellten Bruchbilder sind in Anhang A4 aufgeführt.

Abbildung 5.21: BV-II-2; Versagen auf freier Stablänge

Abbildung 5.22: BV-I-3; Versagen direkt am Übergang Stab – Endverankerung

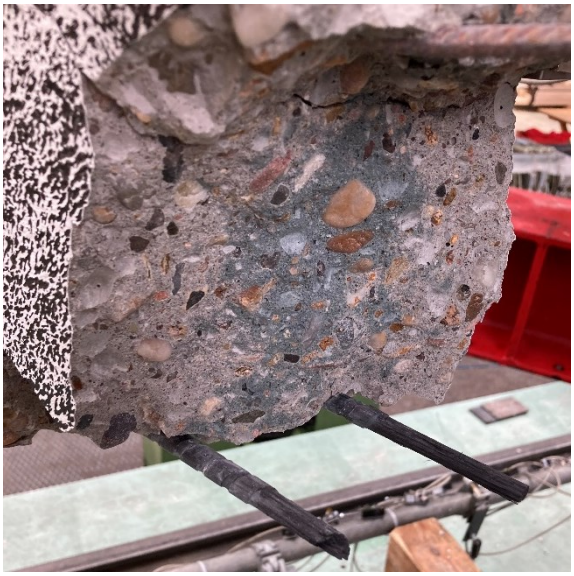


Abbildung 5.23: BV-II-4; Verbundversagen durch Abscheren des Stabkerns von den Stabrippen

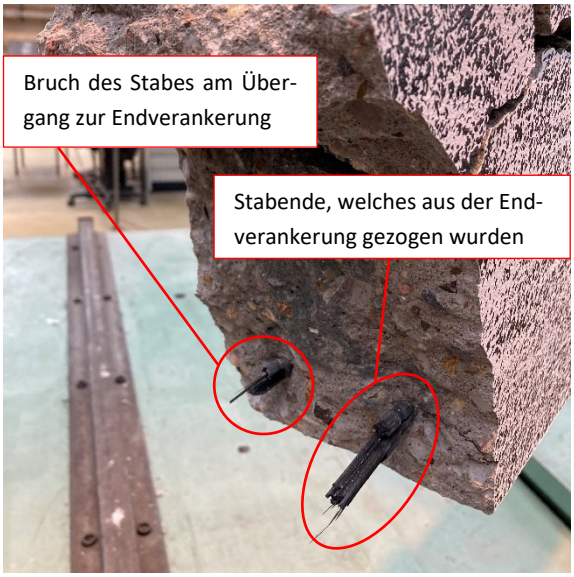


Abbildung 5.24: BV-II-1; Kombination aus Verbundversagen und Stababbruch am Übergang Stab – Endverankerung

Tabelle 5.5: Versagensart der Probeköper aus den Balkenversuchen

Probekörper	Verbundversagen	Versagen am Übergang Stab - Endverankerung	Versagen auf freier Stablänge	Zugkraft F_{cfk} beim Versagenseintritt [kN]
BV-I-1			x	79,4
BV-I-2	x			84,6
BV-I-3		x		79,4
BV-I-4	x	x		90,8
BV-I-5	x	x		87,4
BV-II-1	x	x		82,8
BV-II-2			x	78,3
BV-II-3		x		80,6
BV-II-4	x			82,8
BV-II-5		x		76,6

Die mittlere Zugkraft im Stab beim Versagenseintritt betrug in der Versuchsreihe BV-I $F_{cfk,u,BV-I}$ = 84,3 kN, in der Versuchsreihe BV-II $F_{cfk,u,BV-II}$ = 80,2 kN. Beide Werte liegen unterhalb der in Abschnitt 4.5.3 ermittelten axialen Zugfestigkeit von $F_{cfk,u,axial}$ = 89,0 kN. Es ergibt sich somit eine leichte Abminderung der Zugfestigkeit im Bruchzustand bei steigender Krümmung.

5.6 Zusammenfassung

In den dargestellten Untersuchungen wurde die in Kapitel 4 erforschte Endverankerung auf ihre Anwendbarkeit als Verbindung von Fertigteilen untersucht. Ein Hauptziel war die Beschreibung des Last- und Verformungsverhaltens der verbundenen Probekörper unter einer reinen Biegebeanspruchung. Es sollten die Versagensarten bestimmt und der Einfluss der Bauteilkrümmung auf das Versagen untersucht werden. Ein weiteres Hauptziel war ein Erkenntnisgewinn über die baupraktische Anwendbarkeit der Verbindung. Die gesteckten Hauptziele der Untersuchung konnten erreicht werden.

Im Rahmen der Vier-Punkt-Biegeversuche konnte das Trag- und Verformungsverhalten beschrieben werden. Basierend auf den in Abschnitt 2.3.5 dargestellten Grundlagen wurde die Traglast unter der Annahme eines Biegezugversagens der CFK-Bewehrung zutreffend ermittelt. Die Verformungen, ausgedrückt über die Bauteilkrümmung κ und die Durchbiegung w, wurden unter der Annahme einer gemittelten Dehnsteifigkeit $EA_{äq}$ und unter Berücksichtigung des Schlupfes s zwischen CFK-Stab und Endverankerung realitätsnah berechnet. Der rechnerische Kurvenverlauf der M-κ- und M-w-Beziehung zeigt im Vergleich zu den experimentell ermittelten Ergebnissen eine leicht erhöhte Steifigkeit. Das Rissplateau beim Übergang vom Zustand I in Zustand II des Bauteils ist bei der Versuchsreihe BV-I gut zu erkennen. Die Probekörper der Versuchsreihe BV-II zeigen ein weniger markanten Übergang vom Zustand I in Zustand II.

Es wurde ein Versagen der CFK-Bewehrung auf der freien Länge, ein Versagen der CFK-Bewehrung am Übergang zwischen Stab und Endverankerung, ein Verbundversagen innerhalb der Endverankerung

und eine Kombination der beiden letztgenannten Versagensarten festgestellt. Das Verbundversagen trat durch das Abscheren des Stabkerns von den Stabrippen ein. Zum Zeitpunkt des Versagens lag die Zugkraft im Stab leicht unterhalb der mittleren Versagenskraft aus den axialen Zugversuchen AZ-I in Kapitel 4. In der Versuchsreihe BV-II lag zusätzlich eine leichte Abminderung der erreichten Stabzugkraft im Versagenszustand gegenüber der Versuchsreihe BV-I vor. Der Grund wird in einer vergleichsweise erhöhten Krümmung der Probekörper aus Versuchsreihe BV-II im Versagenszustand gesehen.

Die Verbindung zweier Fertigteile erfolgte über eine Verschraubung mittels einer M20-Gewindestange. Die Gewindestange wurde nach dem Platzieren der Bauteile von einem Fertigteil ins gegenüberliegende Fertigteil geschraubt. Es konnten alle 20 Fertigteile zu den zehn Probekörper problemlos verbunden werden. Es müssen bei der Beurteilung der baupraktischen Anwendbarkeit jedoch die Laborbedingungen berücksichtigt werden, die ein exaktes Platzieren der Bauteile ermöglichen. Demzufolge ist ein einfaches Verbinden mittels Gewindestange nur möglich, wenn Fertigungstoleranzen im Millimeterbereich eingehalten werden. Bei bauüblichen Toleranzen im Bereich von Zentimetern muss mit Einbauteilen im Verbindungsbereich gearbeitet werden, die diese Toleranzen ausgleichen.

6. Verbinden von Bauteilen mit einer flächigen CFK-Bewehrung

6.1 Allgemeines

In Kapitel 6 werden die Untersuchungen zur Verbindung von Bauteilen mit einer flächigen CFK-Bewehrung beschrieben. Es werden vier Verbindungsbereiche auf ihr Trag- und Verformungsverhalten unter einer Momenten- und Querkraftbeanspruchung untersucht. Ein Probekörper ist aus drei Fertigteilen, die in separaten Arbeitsschritten hergestellt wurden, zusammengesetzt.

Analog zu Kapitel 5 wird das Trag- und Verformungsverhalten anhand der Kraft-Verformungs-Kurven über die M-κ-Beziehung beschrieben. Die experimentell ermittelten Verläufe werden denen aus einer analytischen Berechnung gegenübergestellt.

Es werden folgende Hauptziele definiert:

- Beschreibung des Last-Verformungs-Verhaltens der Probekörper über die M-κ-Beziehungen und Vergleich mit analytischen Berechnungen;
- Bestimmung des Versagensart der Probekörper;
- Erkenntnisgewinn über die baupraktische Anwendbarkeit der Verbindung bei Bauteilen mit einer flächigen Bewehrung.

6.2 Versuchsprogramm

Zur Identifikation der Versuchskörper wird die nachstehende Nomenklatur verwendet.

□ – □ – □

- laufende Versuchs-Nr.: **1-2**
- Probekörper: **I-II**
- Bezeichnung des Teilbereichs: Plattenversuche (**PV**)

Die experimentellen Untersuchungen wurden an der TU Berlin an der Plattenbiegemaschine durchgeführt. Es wurden zwei der vier Zylinder zum Aufbringen der Last verwendet und je Zylinder eine Traverse zur Lastverteilung über die Probekörperbreite verbaut (Abbildung 6.1). Abbildung 6.2 zeigt beispielhaft den für die Versuchsdurchführung positionierten Probekörper PV-I-1 in der Plattenbiegemaschine. Die Belastung wurde weggesteuert mit einer Prüfgeschwindigkeit von 5,0 mm/min aufgebracht. Es wurden vier Versuche an zwei Probekörper durchgeführt, die dem Aufbau in Abbildung 6.3 entsprechen. Aufgrund der konstruktiven Durchbildung (Abschnitt 6.3) und der Belastungssituation wird rechnerisch ein Biegezugversagen der Stabbewehrung im Kragarm erwartet.

Als Messtechnik wurden Wegnehmer und eine stereooptische Verformungsanalyse verwendet, dessen Anordnung bzw. Messbereich in Abbildung 6.1 und Tabelle 6.1 dargestellt sind. Die Wegnehmer w_o und w_u haben einen vertikalen Abstand zueinander von 9,0 cm und einen Randabstand von je 0,5 cm. Der Wegnehmer w_2 misst die vertikale Durchbiegung in der Mitte des Mittelfelds, der Wegnehmer w_1 die Durchbiegung des Kragarms am äußersten Punkt. Die stereooptische Verformungsmessung wird auf der gegenüberliegenden Seite der Wegnehmer w_o und w_u über eine Breite von 1,0 m und über die gesamte Bauteilhöhe in diesem Bereich durchgeführt.

Tabelle 6.1: Messstellen an Probekörpern mit einer flächigen CFK-Bewehrung

Messstelle	Messbereich [mm]	Messstrecke [mm]
Maschinenkraft F_1	140 kN	-
Maschinenkraft F_2	140 kN	-
Durchbiegung w_1	100	-
Durchbiegung w_1	100	-
Verschiebung w_o	30	400
Verschiebung w_u	30	400

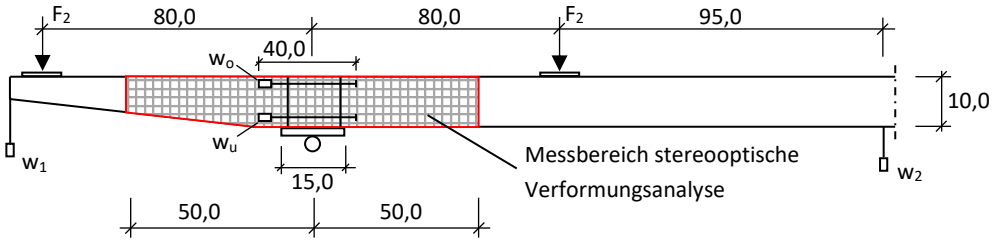


Abbildung 6.1: Schematische Darstellung der Messtechnik und der Lasteinleitung (oben); Probekörper mit Wegnehmern w_o und w_u (unten links); Messbereich stereooptische Verformungsmessung (unten rechts)

Abbildung 6.2: Gesamter Versuchsaufbau am Beispiel von Probekörper PV-I-1

6.3 Material und Herstellung

Die Herstellung der Probekörper erfolgte durch die Ginkgo Projektentwicklung GmbH in Dresden. Die Kragarme (Abbildung 6.4) und das vorgespannte Mittelfeld (Abbildung 6.5) wurden in separaten Arbeitsschritten betoniert und anschließend miteinander verbunden (Abbildung 6.6). Schematisch ist das Herstellen der Verbindung in Abbildung 3.6 dargestellt. Die fertigen Probekörper wurden im Ganzen an die TU Berlin geliefert (Abbildung 6.9). Als Stabbewehrung wurde der C4R Stab des Unternehmens ThyssenKrupp mit seinen Eigenschaften nach Tabelle 4.2 verwendet. Bei der flächigen CFK-Bewehrung handelt es sich um das Gelege SITgrid040KI des Unternehmens Wilhelm Kneitz Solutions in Textile GmbH. Die charakteristischen Eigenschaften sind in Tabelle 6.2 dargestellt.

Tabelle 6.2: Charakteristische Eigenschaften der verwendeten Gelegebewehrung

Name	Bewehrungsquerschnitt A_{cfk} [mm²/m]		Zugfestigkeit f_{cfk} [MPa]		E-Modul [MPa]	
	Längs	Quer	Längs	Quer	Längs	Quer
SITgrid040KI	141,0	28,02	2.200	2.200	195.000	195.000

Die 1,0 m langen Kragarme sind sowohl mit einer stabförmigen als auch mit einer flächigen CFK-Bewehrung schlaff bewehrt. Die flächige Bewehrung in Form von CFK-Gelegen sind im oberen und unteren Bauteilbereich angeordnet. Die stabförmige Bewehrung überträgt die Kraft zwischen einem Kragarm und dem Mittelfeld über die Verbindung. Das 3,5 m lange Mittelfeld besitzt ebenfalls eine stabförmige und eine flächige Bewehrung. Die flächige Bewehrung befindet sich sowohl im oberen als auch im unteren Bauteilbereich. Die Biegezugbewehrung des Mittelfelds (untere Bewehrungslage) besteht aus drei übereinander angeordneten Gelegen mit einer Betondeckung und einem Abstand zueinander von je 1,0 cm. Zur Verringerung der Verformungen wurden die Gelege im Mittelfeld mit $p = 0{,}4 * f_{cfk}$ vorgespannt. Es handelt sich um eine Vorspannung im sofortigen Verbund. Die Betondeckung der Stäbe betrug analog zu den experimentellen Untersuchungen aus Kapitel 5 $c_v = 3{,}5$ cm. Es sind sechs Stäbe in Querrichtung mit einem Abstand zueinander von 16,0 cm und einem Randabstand von 10,0 cm angeordnet.

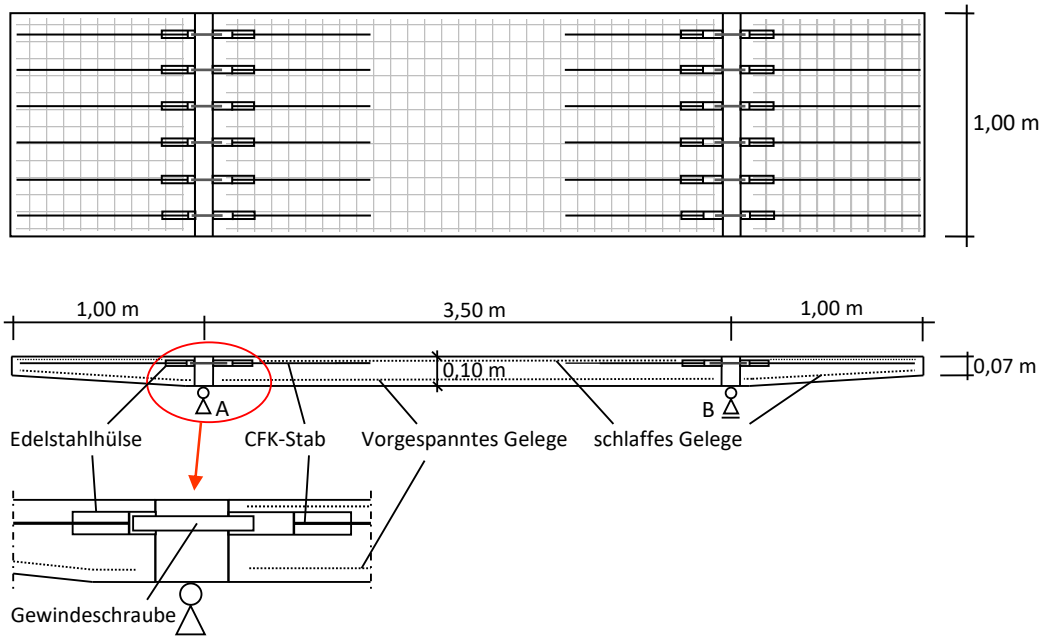


Abbildung 6.3: Konstruktive Durchbildung der Probekörper

Abbildung 6.4: Kragarme vor der Betonage

Abbildung 6.5: Vorgespanntes Mittelfeld vor der Betonage

Abbildung 6.6: Probekörper nach dem Verbinden und vor dem Betonieren der Vergussfuge

Abbildung 6.7: Probekörper nach der Herstellung

Zur Aus- und Bewertung der Versuchsergebnisse wurden die Zylinder- und Würfeldruckfestigkeiten, der E-Modul am Zylinder und die Biegezugfestigkeit der verwendeten Betone C50/60 (Fertigteile) und C3-B2-HF-2-190-2 (Vergussfuge) experimentell ermittelt und in Tabelle 6.3 dargestellt. Die Druckfestigkeit des Betons C3-B2-HF-2-190-2 wurde aufgrund der hohen Festigkeit an Probekörper mit den Abmessungen b x h x l = 40 x 40 x 40 mm ermittelt. Die Materialeigenschaften der Betone wurden am Tag der Versuchsdurchführung ermittelt.

Tabelle 6.3: Mittelwerte der experimentell ermittelten Materialeigenschaften der verwendeten Betone

Material [-]	$f_{c,cube}$ [MPa]	$f_{c,cyl}$ [MPa]	E-Modul [MPa]	f_{ctm} [MPa]
C50/60	64,4	59,4	24475	3,1
C3-B2-HF-2-190-2	101,1	117,0	34400	3,5

6.4 Versuchsergebnisse

Mit den Ergebnissen der experimentellen Untersuchung kann das Trag- und Verformungsverhalten der Verbindung bei Bauteilen mit einer flächigen CFK-Bewehrung beschrieben werden. Aus den Maschinenkräften F_1 und F_2 können die Auflagerkräfte und das einwirkende Stützmoment M_s bestimmt werden. Aus den Wegnehmern w_o und w_u wird die Krümmung κ im Stützbereich berechnet. Der Zusammenhang zwischen Messgröße und berechneter Größe ist in Tabelle 6.4 dargestellt.

Tabelle 6.4: Messstellen und berechnete Größe der Untersuchung der Verbindung von Bauteilen mit flächiger CFK-Bewehrung

Messstelle	Berechnete Größe	
Maschinenkraft F_1 / F_2	$M_s = F_1*0{,}8m = -F_2*0{,}8\ m + B*3{,}5\ m$	
Maschinenkraft F_1 / F_2	$A = (F_1*4{,}3\ m + F_2*2{,}7) / 3{,}5\ m$	
Maschinenkraft F_1 / F_2	$B = 0{,}8*(F_2-F_1) / 3{,}5\ m$	
Verschiebung w_1	Durchbiegung Kragarm	
Verschiebung w_2	Durchbiegung Mittelfeld	
Verschiebung w_o	Dehnung $\varepsilon_{wo} = w_o/400$ mm	Krümmung $\kappa = (\varepsilon_{wo} - \varepsilon_{wu})/0{,}09$ m
Verschiebung w_u	Dehnung $\varepsilon_{wu} = w_u/400$ mm	

Beim Vergleich der Versuchsergebnisse der einzelnen Probekörper ist ein geringfügiger Unterschied zwischen den Stützmomenten festzustellen. Der Mittelwert liegt bei $M_{s,m}$ = 30,1 kNm, die Standardabweichung bei σ_M = 1,92 kNm. Die mittlere Durchbiegung des Kragarms zum Zeitpunkt des maximalen Stützmoments liegt bei w_m = 39,47 mm, die Standardabweichung bei σ_w = 0,15 mm. Hier wurde die Durchbiegung des Versuchskörpers PV-I-1 nicht mitberücksichtigt, da sich der Wegnehmer während des Versuchs löste und es somit zu einer Fehlmessung kam. Hierin begründen sich auch die große Differenz zu den Messwerten der restlichen Probekörpern und der Kurvenverlauf in Abbildung 6.8. Die mittlere Bauteilkrümmung im Stützbereich betrug κ_m = 0,10 1/m, die dazugehörige Standardabweichung σ_κ = 0,01 1/m. Es lässt sich feststellen, dass die Versuchsergebnisse übereinstimmen. Tabelle 6.5 zeigt die gemessenen und berechneten Versuchswerte zum Zeitpunkt der Maximalkraft der Probekörper PV-I-1 – PV-II-2. Die Verläufe der M-κ-Beziehungen sind in Abbildung 6.11 dargestellt, die M-w-Beziehungen in den Abbildung 6.8–Abbildung 6.11. Alle Probekörper wurden bis zum Versagen durch eine Steigerung der Zylinderkräfte belastet. Die in den Verläufen zu sehenden markanten Lastabfälle sind auf einen Haltepunkt der Maschine zurückzuführen, der dem Aufzeichnen von Rissen im Beton diente. Bei allen Probekörpern lag ein Zugversagen der Stabbewehrung im Kragarm vor.

Tabelle 6.5: Maximal erreichte Maschinen- und Auflagerkräfte, das dazugehörige Stützmoment und die Verformungswerte

Probekörper [-]	F_1 [kN]	F_2 [kN]	A [kN]	B [kN]	M_s [kNm]	ε_{wo} [‰]	ε_{wu} [‰]	w_1 [mm]	w_2 [mm]	κ [1/m]
PV-I-1	41,1	103,9	130,7	14,4	32,9	10,4	-0,5	51,2	42,6	0,122
PV-I-2	34,8	88,1	110,6	13,6	27,8	7,7	-0,8	39,3	37,5	0,095
PV-II-1	36,2	89,1	113,2	12,1	29,0	8,0	-0,4	39,4	35,2	0,094
PV-II-2	38,4	91,5	117,7	12,2	30,7	8,5	-0,1	39,7	37,6	0,096

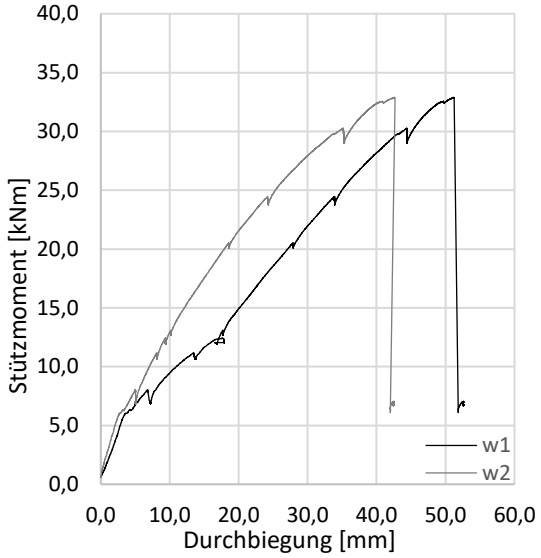


Abbildung 6.8: M-w-Beziehung der Prüfkörper PV-I-1

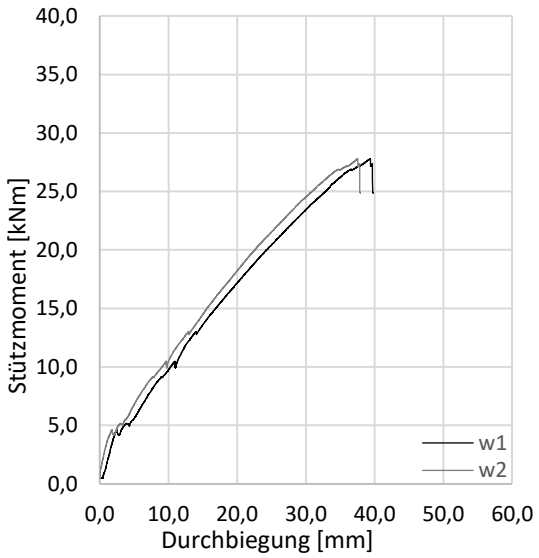


Abbildung 6.9: M-w-Beziehung der Prüfkörper PV-I-2

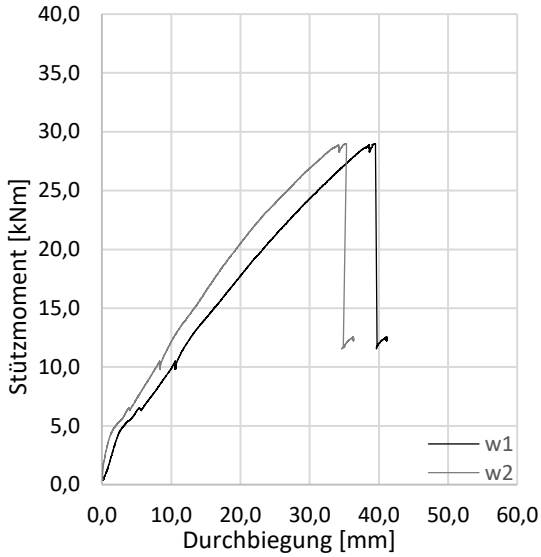


Abbildung 6.10: M-w-Beziehung der Prüfkörper PV-II-1

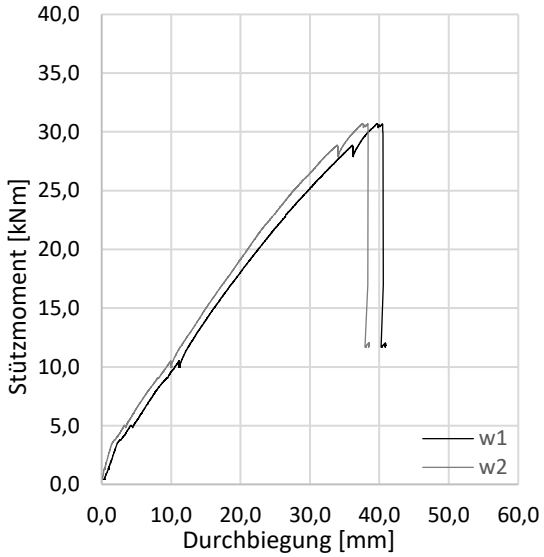


Abbildung 6.11: M-w-Beziehung der Prüfkörper PV-II-2

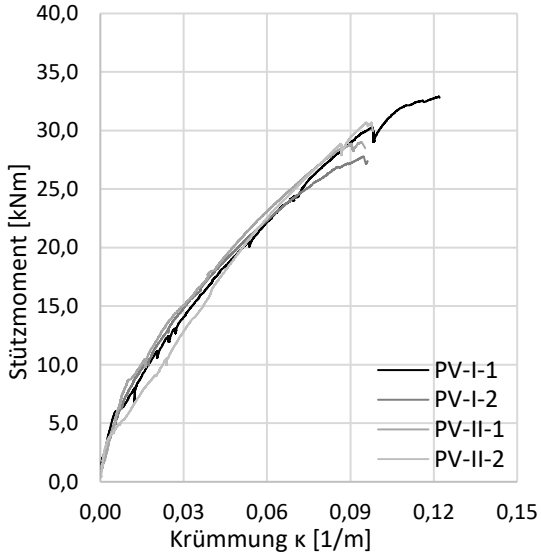


Abbildung 6.12: M-κ-Beziehung der Prüfkörper PV-I-1–PVII2

Der Risszustand unmittelbar vor dem Versagen, abgeleitet aus den lokalen Verformungen der Versuchskörper durch die Auswertung stereooptischen Verformungsanalyse, wird in den Abbildung 6.13–Abbildung 6.15 dargestellt. Es wird die Hauptformänderung gegenüber dem unbelasteten Probekörper gezeigt. Für den Probekörper PV-II-2 kann kein Risszustand dargestellt werden, da die Messtechnik durch sich ändernde Lichtverhältnisse während der Versuchsdurchführung keine auswertbaren Ergebnisse lieferte. Der Bereich der Vergussfuge ist mit roten vertikalen Strichen markiert. Klar zu erkennen sind vertikale Risse im Kragarm rechts der Vergussfuge. Dem gegenübergestellt finden sich im Mittelfeld keine Biegerisse.

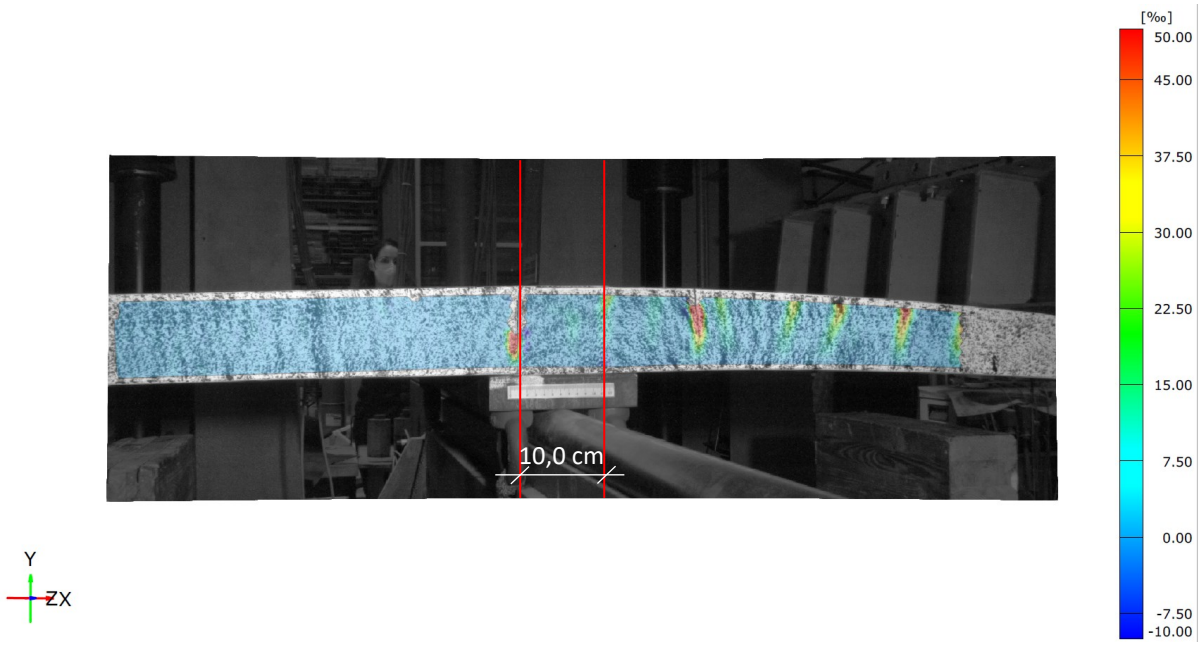


Abbildung 6.13: Abgeschlossenes Rissbild unmittelbar vor dem Versagen PV-I-1

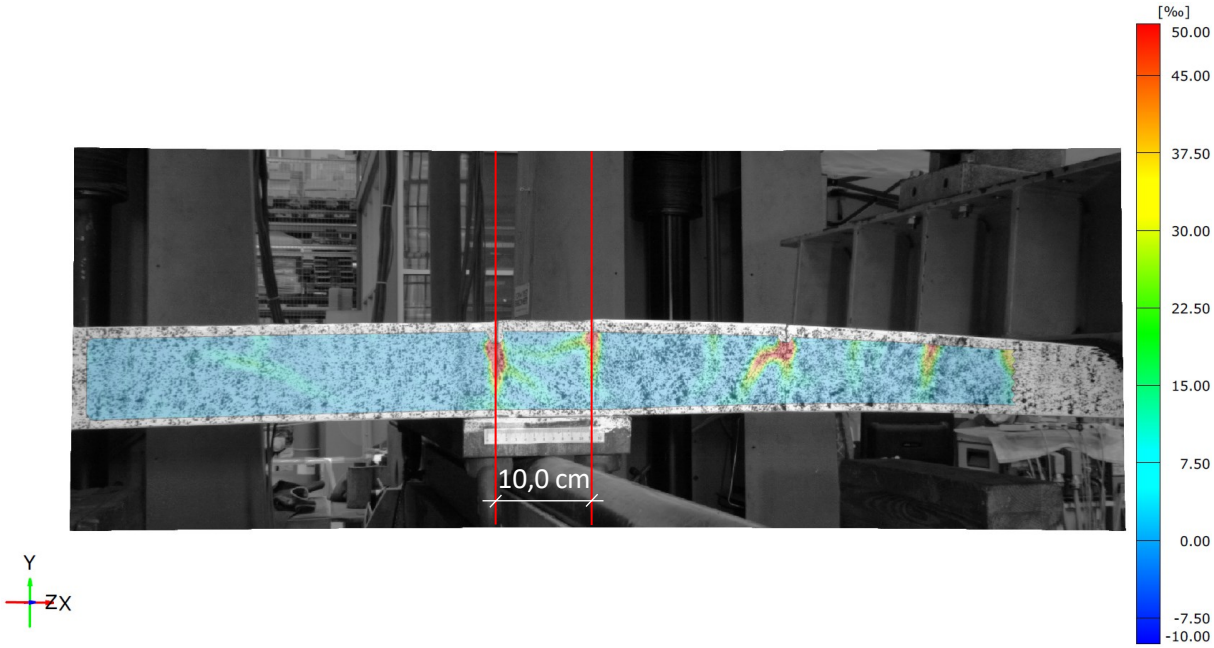


Abbildung 6.14: Abgeschlossenes Rissbild unmittelbar vor dem Versagen PV-I-2

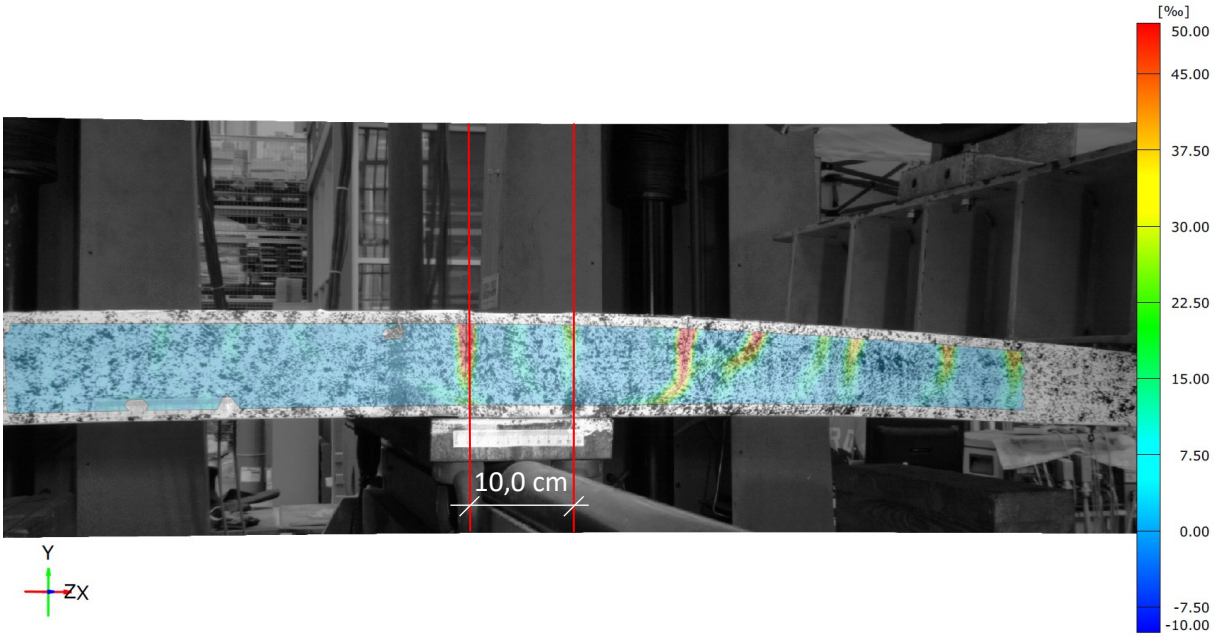


Abbildung 6.15: Abgeschlossenes Rissbild unmittelbar vor dem Versagen PV-II-1

6.5 Versuchsauswertung

6.5.1 Trag- und Verformungsverhalten

Analog zu den Ausführungen in Abschnitt 5.5 soll nachstehend das Trag- und Verformungsverhalten über einen Vergleich der analytische und experimentell ermittelten M-κ-Beziehung erfolgen. Das gemittelte Bruchmoment aus den Versuchen liegt mit $\Delta M_u = 0{,}5$ kN nur geringfügig über dem rechnerisch ermittelten Bruchmoment. In der Berechnung wurden die Materialkennwerte aus Abschnitt 4.3 verwendet. Unter der Annahme eines Zugversagens der CFK-Bewehrung liefert die Traglastermittlung zutreffende Ergebnisse. Die M-κ-Beziehung wurde mit der Software MatLab berechnet. Die Rechnung basiert auf den in Abschnitt 2.3.5 dargestellten Grundlagen, der Quellcode ist im Anhang A3 dargestellt. Die Eingangswerte der Berechnung sind in Tabelle 6.3 und Tabelle 6.6 dargestellt. In der Berechnung wird eine bilineare Spannungs-Dehnungs-Beziehung im Beton vorausgesetzt (vgl.: Abbildung 2.31).

Tabelle 6.6: Eingangsparameter der Berechnung zur Bestimmung der M-κ-Beziehung

Komponente [-]	E-Modul [M/m²]	A [m²]	EA [MN]	l [m]
CFK-Stab	165.000	$5{,}67*10^{-5}$	9,36	0,06
Edelstahlhülse	172.000	$3{,}02*10^{-4}$	17,0	0,10
Gewindestange	210.000	$2{,}45*10^{-4}$	52,0	0,24

.

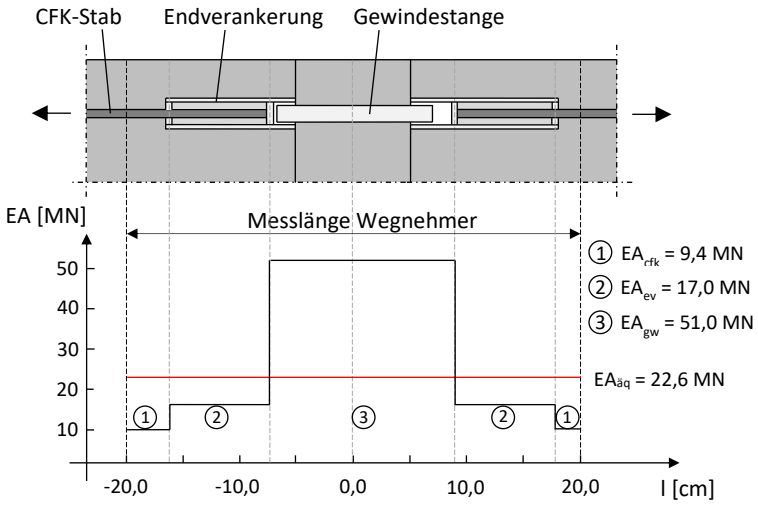


Abbildung 6.16: Verlauf der Dehnsteifigkeit EA über eine Länge von l = 40,0 cm im Bereich der Verbindung

Es fließt die äquivalente Dehnsteifigkeit $EA_{äq}$ in die Berechnung ein. Die Herleitung findet sich in Abschnitt 5.5.1. Zu beachten ist, dass die Messstrecke der Wegnehmer w_o und w_u bei der vorliegenden Untersuchung l = 40,0 cm beträgt und l = 35,0 cm nicht wie in Kapitel 5. Es folgt ein erhöhter Einfluss des CFK-Stabs, wodurch $EA_{äq}$ geringer ausfällt als bei den Balkenversuchen in Kapitel 5. Die äquivalente Dehnsteifigkeit ergibt sich zu $EA_{äq}$ = 22,6 MN (vgl. Abbildung 6.16). Die Gegenüberstellung der rechnerisch und experimentell ermittelten M-κ-Verläufe ist in Abbildung 6.17 dargestellt.

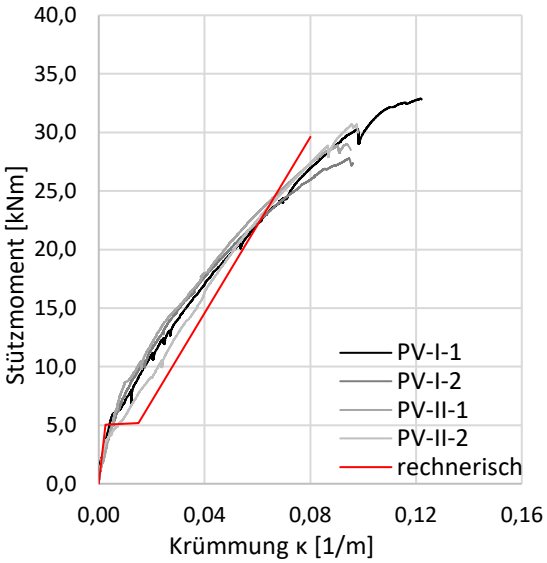


Abbildung 6.17: Gegenüberstellung der experimentell und rechnerisch ermittelten M-κ-Beziehung

Beim Vergleich der rechnerisch bestimmten mit der experimentell ermittelten M-κ-Beziehung ist auffällig, dass der Verlauf der M-κ_{exp}-Beziehung kein Rissplateau aufweist. Ferner ist eine Abnahme der Steifigkeit über die Laststeigerung zu erkennen, die sich in einer im Vergleich zum Stützmoment $M_{s,exp}$ stärker ansteigenden Krümmung κ_{exp} äußert. Hierfür können folgende Gründe festgestellt werden:

Quasi gerissener Querschnitt durch die Vergussfuge

Der Probekörper ist aus drei separat gefertigten Fertigteilen hergestellt. Nach dem Verbinden der einzelnen Bauteile wird der Bereich der Verbindung mit einem Vergussmörtel aufgefüllt. Am Übergang zwischen Vergussfuge und Fertigteilen findet aufgrund der glatten Schaloberfläche keine Verzahnung statt und es herrschen nur geringe Adhäsionskräfte. Der Querschnitt ist dadurch am Übergang zwischen Vergussfuge und Fertigteil gerissen, wodurch sich kein markantes Rissplateau ausbildet.

Nichtlinearer Verlauf der Kraft-Schlupf-Beziehung

Der Verlauf der Kraft-Schlupf-Beziehung nach Abbildung 4.21 ist nichtlinear. Zu Beginn des Auszugversuchs zeigt sich eine höhere Steifigkeit des Verbundes als kurz vor der Bruchlast. In die Berechnung von κ_{cal} fließt jedoch nur der finale Schlupfwert ein, der Verlauf wird nicht berücksichtigt. Hierdurch wird das steifere Verbundverhalten und somit ein geringerer Schlupfwert unterhalb der Maximallast in der Berechnung nicht mitberücksichtigt.

6.5.2 Versagen

Neben einem reinen Biegezugversagen und einem Biegeschubversagen des Querschnitts ist ein Verbundversagen zwischen Stab und Expansivmörtel in der Edelstahlhülse möglich. Aufgrund der vergleichsweise hohen Biegesteifigkeit im Bereich der Gewindestange (vgl. Abbildung 6.16) kann es ferner zu Horizontalrissen im Beton und damit einhergehenden Abplatzungen der Betondeckung kommen. Das Versagen ist somit zur Beschreibung des Tragverhaltens der Verbindung von besonderer Bedeutung. Rechnerisch war in den experimentellen Untersuchungen ein Biegezugversagen der CFK-Bewehrung im Kragarm zu erwarten.

Die Ergebnisse der Versuche decken sich zum Teil mit der erwarteten Versagensart. Bei allen Probekörpern konnte zwar ein Versagen der CFK-Bewehrung im Kragarm festgestellt werden, jedoch lässt das Bruchbild bei den Probekörpern PV-I-2, PV-II-1 und PV-II-2 einen Einfluss der Querkraftbeanspruchung vermuten (vgl. Abbildung 6.19–Abbildung 6.21). Zu erkennen ist ein Versagen im Bereich der Endverankerung, in dem keine reinen Biegerisse, sondern Biegeschubrisse vorliegen. Diese sind auch in den Abbildung 6.14–Abbildung 6.15 im Risszustand unmittelbar vor dem Versagen ersichtlich. Das Versagen des Probekörper PV-I-1 kann mit einem inneren, flächigen Abscheren der Stabbewehrung beschrieben werden. In Abbildung 6.18 ist deutlich ein Versatz der Stabprofilierung zu erkennen. Diese Art des Stabversagens konnte weder in vergleichbarer Literatur, noch in eigenen Forschungen festgestellt werden.

Nach der Versuchsdurchführung wurde die Bewehrungen freigelegt, um die Versagensart feststellen zu können. Bei allen Probekörpern versagten einzelne Stäbe. Hieraus lässt sich auf eine leichte Exzentrizität zwischen Mittelffeld und Kragarm, hervorgerufen durch unterschiedliche Verschraubungen der Gewindestange, schließen. Es resultiert eine ungleiche Beanspruchung der CFK-Bewehrung, wodurch das Versagen durch die am höchsten beanspruchte Bewehrung eingeleitet wird. Ein weiterer Grund für das Versagen einzelner Stäbe können Streuungen in den Festigkeiten der Stäbe sein.

In der Auswertung der stereooptischen Verformungsanalyse kann neben den Biegeschubrissen und Biegerissen beim Probekörper PV-I-1 und PV-I-2 ein Horizontalriss im Bereich der Gewindestange festgestellt werden. Dieser ist auf unterschiedliche Biegesteifigkeiten zwischen Beton und Gewindestange zurückzuführen. Zu beachten ist diese Rissbildung bei der Verwendung der Verbindung in Kombination

mit schlankeren Bauteilen. Durch eine Verringerung der Höhe steigt die Krümmung κ unter einer identischen Momenteneinwirkung. Das Bauteil erfährt eine größere Verformung, wodurch die horizontale Rissbildung begünstigt wird. Es bleibt demnach zu klären, ob es bei schlankeren Bauteilen, wie sie mit dem Werkstoff Carbonbeton umgesetzt werden können, zu Horizontalrissen im Bereich der Verbindung kommt. Als Folge ist ein Abplatzen der Betondeckung möglich.

Abbildung 6.18: Bruchbild der CFK-Bewehrung PV-I-1

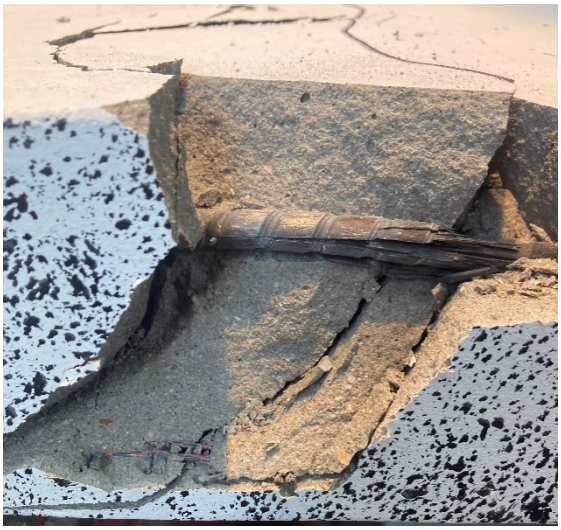


Abbildung 6.19: Bruchbild der CFK-Bewehrung PV-I-2

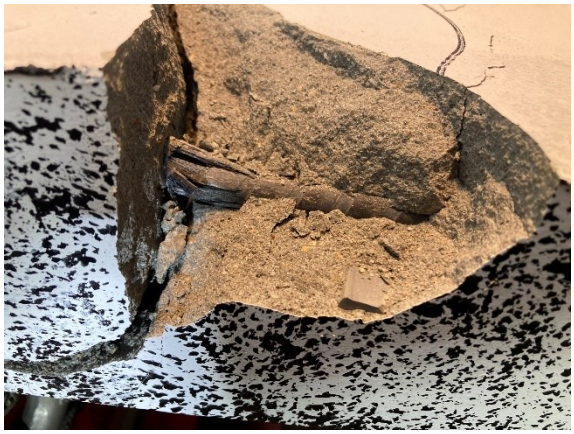


Abbildung 6.20: Bruchbild der CFK-Bewehrung PV-II-1

Abbildung 6.21: Bruchbild der CFK-Bewehrung PV-II-2

6.6 Experimentelle Untersuchung einer CFK-Stab-Gelege-Übergreifung

In den Untersuchungen in Abschnitt 6–6.5 erfolgt eine Übergreifung der CFK-Stabbewehrung aus dem Verbindungsbereich mit einer CFK-Gelegebewehrung des Fertigteils (vgl. Abbildung 6.3). Zur Untersuchung der Kraftübertragung zwischen Stäben und Gelegen wurden erste Tastversuche an Platten durchgeführt. Nur wenn eine Kraftübertragung zwischen den Bewehrungstypen gesichert ist, kann die Verbindung auch bei Fertigteilen mit einer flächigen CFK-Bewehrung Anwendung finden. Somit war es das Ziel, Erkenntnisse zur Lastausbreitung der Stabkraft über die Gelegebreite zu erlangen und etwaige Grenzen einer solchen Kombination der Bewehrungsarten aufzuzeigen. Die nachstehenden Untersuchungen erfolgten im Rahmen der Abschlussarbeit von Pham [102].

6.6.1 Versuchsprogramm, Material und Herstellung

Die Tastversuche erfolgten anhand von vier Probekörpern (SG-I-1 bis SG-I-4), die grundsätzlich dem Aufbau nach Abbildung 6.22 folgen. Die experimentellen Untersuchungen wurden an der TU Berlin an der servohydraulischen Prüfmaschine Zwick HB 500 durchgeführt. Die Belastung wurde weggesteuert mit einer Prüfgeschwindigkeit von 0,8 mm/min aufgebracht.

Als Stabbewehrung wurde der Stab C4R des Unternehmens ThyssenKrupp mit den Eigenschaften nach Tabelle 4.2 verwendet. Die Betondeckung betrug $c_{v,Stab}$ = 2,0 cm. Die flächige Bewehrung bestand aus zwei CFK-Gelegen des Typs Grid Q142/142-CCE-25 des Unternehmens solidian GmbH. Die charakteristischen Eigenschaften sind in Tabelle 6.7 dargestellt. Es wurde je ein Gelege oberhalb und eines unterhalb des Stabs angeordnet. Die Betondeckung betrug $c_{v,Gelege}$ = 0,5 cm. Als Beton wurde ein C3-B2-HF-2-190-2 mit den Eigenschaften nach Tabelle 6.3 verwendet. Die Herstellung erfolgte durch das Unternehmen Ginkgo Projektentwicklung GmbH in Dresden. Nach der Herstellung wurden die Probekörper an die TU Berlin geliefert. Abbildung 6.24 zeigt einen Probekörper unmittelbar vor der Betonage.

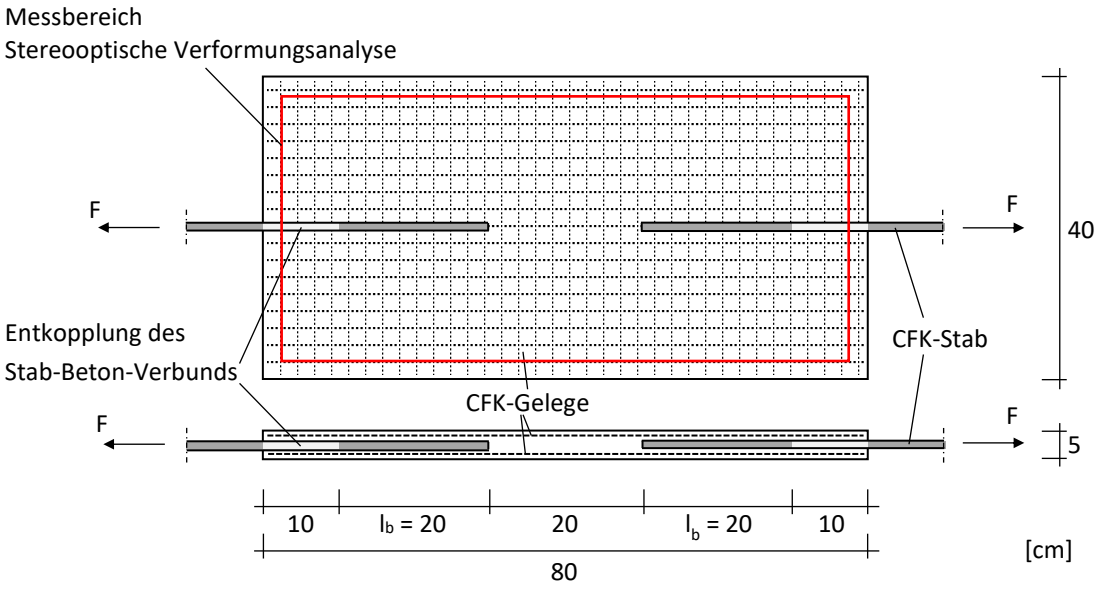


Abbildung 6.22: Aufbau der Probekörper und Messbereich zur Untersuchung der Stab-Gelege-Übergreifung

Wie die in Kapitel 5 vorgestellten Untersuchungen gezeigt haben, erfolgt keine Kraftübertragung zwischen der Edelstahlhülse und dem umliegenden Beton über eine Verbundtragwirkung. Aufgrund dessen wurde der Stab auf einer Länge von 10,0 cm durch ein Kunststoffrohr vom umliegenden Beton entkoppelt. Die Verankerungslänge der Stäbe betrug l_b = 20,0 cm.

Tabelle 6.7: Charakteristische Eigenschaften der verwendeten Gelegebewehrung

Name	Bewehrungsquerschnitt A_{cfk} [mm²/m]		Zugfestigkeit f_{cfk} [MPa]		E-Modul [MPa]	
	Längs	Quer	Längs	Quer	Längs	Quer
Grid Q142/142-CCE-25	142,0	142,0	2.200	2.200	22 000	205 000

Als Messtechnik kam eine stereooptische Verformungsanalyse zur Anwendung, die einen Plattenbereich von 35,0 x 75,0 cm erfasste (vgl. Abbildung 6.22). Der Versuchsaufbau ist in Abbildung 6.23 dargestellt.

Abbildung 6.23: Versuchsaufbau: Untersuchung Stab-Gelege-Übergreifung

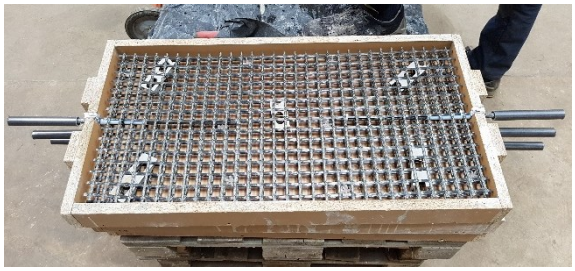


Abbildung 6.24: Probekörper unmittelbar vor der Betonage

6.6.2 Versuchsergebnisse

Die Versuchsergebnisse der stereooptischen Verformungsanalyse werden beispielhaft anhand des Probekörpers SG-I-3 dargestellt. Die Ergebnisse der Probekörper SG-I-1, SG-I-2 und SG-I-4 finden sich im Anhang A1. In den Tastversuchen trat das Versagen aller Probekörper durch ein Verbundversagen des CFK-Stabs ein. Tabelle 6.8 zeigt die Kraft zum Zeitpunkt des Erstrisses F_{cr} und die erreichte Maximalkraft F_{max} der Probekörper.

Tabelle 6.8: Risskraft und Maximalkraft der Versuchsreihe SG-I

Probekörper [-]	F_{cr} [kN]	F_{max} [kN]
SG-I-1	37,6	64,0
SG-I-2	38,9	76,1
SG-I-3	34,6	73,4
SG-I-4	40,4	72,8
ØSG-I	37,9	71,6

Abbildung 6.25 zeigt die Hauptformänderung zum Zeitpunkt der Erstrissbildung (F_{cr}), Abbildung 6.26 die Hauptformänderung zum Zeitpunkt des abgeschlossenen Rissbilds bei F_{max}. Auffällig ist, dass der Erstriss bei allen Probekörpern parallel zur CFK-Stabachse, direkt über dem Stab verläuft. Das kann damit begründet werden, dass dort die volle Stabkraft über Verbundspannungen in das Bauteil eingeleitet ist. Erst nach weiterer Laststeigerung entstehen Risse ab einer Kraft von F = 63,0 kN (SG-I-3) orthogonal zur Stabachse. Die Risse verlaufen dabei über die gesamte Messbreite von 35,0 cm. Im Bereich der Lasteinleitung der Stabkraft sind bei Probekörper SG-I-2 – 4 Risse zu erkennen, die einen vom Stab aus diagonalem Verlauf zum Probekörperrand aufweisen (vgl. Abbildung 6.26).

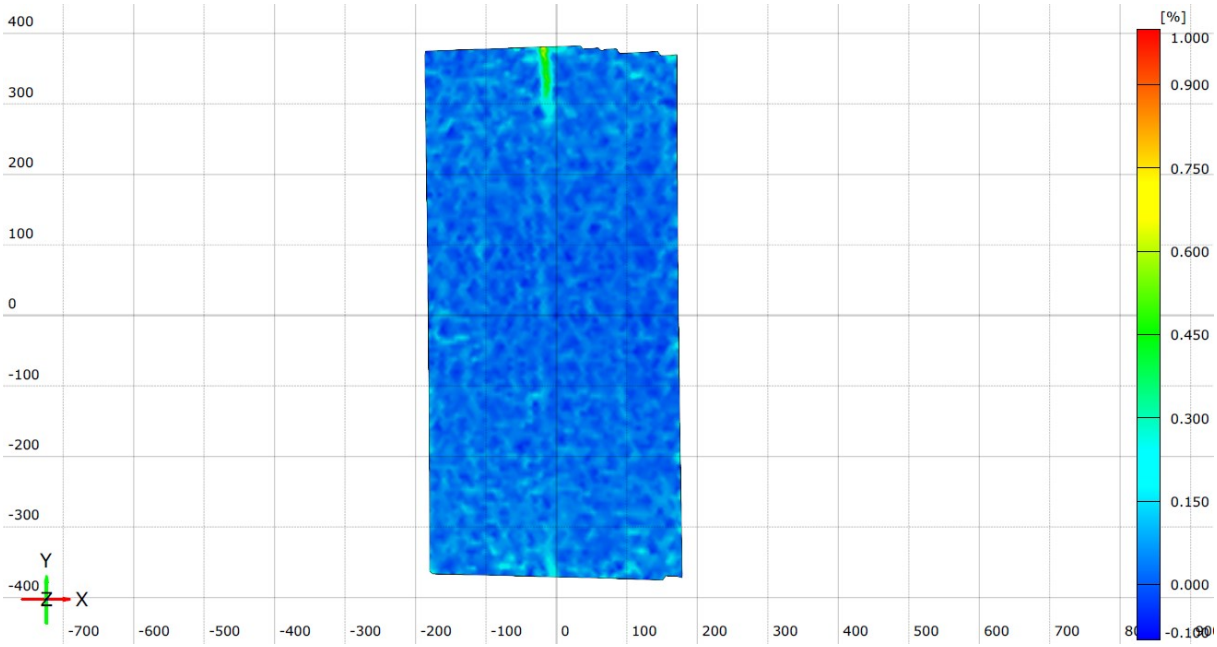


Abbildung 6.25: Hauptformänderung zum Zeitpunkt der Erstrissbildung SG-I-2

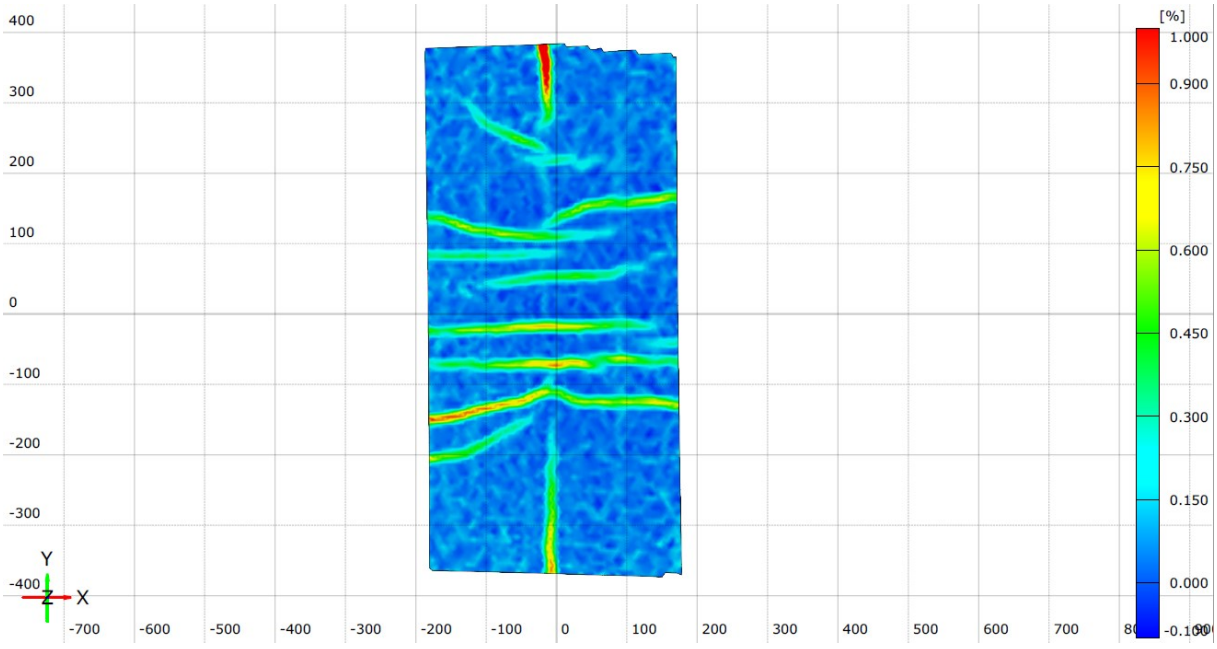


Abbildung 6.26: Hauptformänderung zum Zeitpunkt der Maximalkraft SG-I-2

6.6.3 Versuchsauswertung

Die Rissbilder der Probekörper zeigen eine gute Übereinstimmung. Die Auswertung erfolgt beispielhaft Anhand des Probekörpers SG-I-3. Anhand der experimentellen Untersuchung können Rückschlüsse auf die Lastausbreitung der Stabkraft über die Gelegebreite geschlossen werden. Die Analyse der Lastausbreitung erfolgt anhand der Rissbilder aus der stereooptischen Verformungsanalyse und mithilfe der Methode der Stabwerkmodelle. Wichtig in diesem Zusammenhang ist, dass durch die Verformungsanalyse nur qualitative Aussagen über den Krafterlauf getroffen werden können. Eine Quantifizierung der wirkenden Kräfte war in der vorliegenden Untersuchung nicht möglich, wodurch eine Berechnung der Stabkräfte des Stabwerkmodells ebenfalls nicht erfolgen kann.

Abbildung 6.27a zeigt das abgeschlossene Rissbild und die CFK-Stabbewehrung im Probekörper SG-I3. Im Bereich, in dem eine Kraftübertragung zwischen Stab und Gelege erfolgt, sind leicht diagonal verlaufende Risse zu erkennen. Der Bereich zwischen den Stabenden zeichnet sich durch orthogonal zur Stabachse verlaufende Risse aus, was auf eine reine Zugbeanspruchung im CFK-Gelege schließen lässt. Mithilfe des Stabwerkmodells in Abbildung 6.27b können die parallel zur Stabachse verlaufenden Risse erklärt werden. Durch die Lasteinleitung kommt es zu diagonalen Druckspannungen, die sowohl über die Bauteilbreite als auch über die Bauteillänge Zugspannungen erzeugen. Der Riss im Beton entsteht an der Stelle des Stabes, da durch diesen der Betonquerschnitt geschwächt ist. Durch die Lastausbreitung der Druckstreben entstehen Querzugspannung, die oft als Spaltzugspannungen bezeichnet werden. Aus den Spaltzugspannungen resultieren die diagonal verlaufenden Risse. Im Stabwerkmodell werden diese durch die Zugstreben im Regelbereich D3 repräsentiert (vgl. Abbildung 6.27b und SCHLAICH [22]).

Durch die dargestellten Untersuchungen konnte gezeigt werden, dass eine Kraftübertragung zwischen Stäben und Gelegen möglich ist. Aus den Rissbildern der Tastversuche wird abgeleitet, dass eine Lastausbreitung der Stabkraft in ein übergreifendes Gelege über eine Breite von b = 35,0 cm erfolgt ist. In den Untersuchungen aus den Abschnitten 6–6.5 beträgt der Stababstand a_s = 16,0 cm. Es kann somit prinzipiell davon ausgegangen werden, dass durch die entwickelte Verbindung, das CFK-Gelege in den Versuchsreihen PV-I und PV-II über die ganze Bauteilbreite am Lastabtrag beteiligt war. Wichtig in diesem Zusammenhang ist jedoch, dass lediglich erste Tastversuche durchgeführt wurden. Weiterführende Untersuchungen sollten Gelege und Stäbe mit variierenden Steifigkeiten und Festigkeiten beinhalten, um hieraus den Einfluss der Materialeigenschaften der Bewehrungen auf die Lastausbreitung ableiten zu können. Auch andere Betonfestigkeitsklassen können zu abweichenden Ergebnissen führen. Ferner sollte die Lastausbreitung nicht nur qualitativ, sondern auch quantitativ erfolgen.

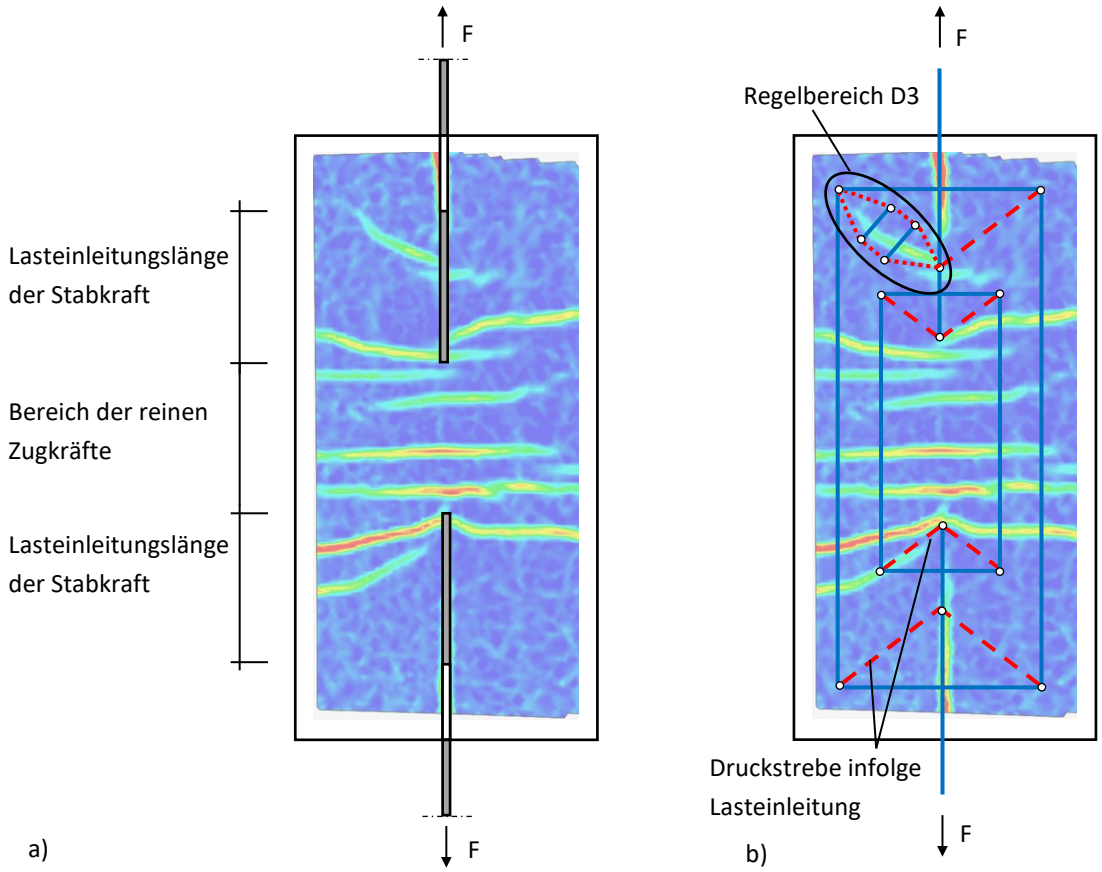


Abbildung 6.27: Darstellung der Bauteilbewehrung und Rissverteilung bei F_{max}

6.7 Zusammenfassung

Durch die dargestellten Untersuchungen sollte das Last-Verformungs-Verhaltens der Probekörper beschrieben werden. Ferner sollten die Versagensarten bestimmt und Erkenntnisse über die baupraktische Anwendbarkeit der Verbindung in Bauteilen mit einer flächigen Bewehrung gewonnen werden. Die gesteckten Hauptziele konnten durch die dargestellten Untersuchungen erreicht werden. Die erzielten Ergebnisse lassen sich wie folgt zusammenfassen:

Das Trag- und Verformungsverhalten konnte durch die experimentelle Untersuchung anhand der M-κ-Beziehung beschrieben werden. Die Probekörper liefern zwar ein einheitliches Ergebnis, unterscheiden sich jedoch von einen durch markante Punkte gekennzeichneten, typischen Verlauf der M-κ-Beziehung. Diese Abweichung ist auf einen zu Versuchsbeginn bereits als gerissen Querschnitt anzusehenden Probekörper und einen nicht linearen Verlauf der Kraft-Schlupf-Beziehung zurückzuführen. Dennoch ist es gelungen, die Traglast mit einer sehr geringen Abweichung zu ermitteln. Der zugrunde gelegte Querschnitt entsprach dabei dem eines ungestörten, nicht verbundenen Querschnitts, in dem nur eine CFK-Stabbewehrung vorhanden ist. Die Krümmung unmittelbar vor dem Bruch konnte unter Verwendung einer äquivalenten Steifigkeit $EA_{äq}$ und der Berücksichtigung des Schlupfes zwischen CFK-Stab und Endverankerung realitätsnah berechnet werden.

Rechnerisch wurde ein Zugversagen der CFK-Bewehrung vorausgesetzt und durch die Bauteilversuche bestätigt. Jedoch konnte durch die Rissanalyse an den Probekörpern bei drei von vier Bauteilversuchen ein Einfluss der Querkraftbeanspruchung festgestellt werden.

In ersten Tastversuchen wurde eine Übergreifung zwischen CFK-Stäben und CFK-Gelegen erfolgreich getestet. Eine Anwendung der Verbindung bei Fertigteilen mit einer flächigen Bewehrung kann prinzipiell erfolgen. Wichtig sind weitere Versuche, die die Kraftübertragen zwischen Stäben und Gelegen nicht nur qualitativ beschreiben, sondern auch quantitative Auswertungen erlauben.

In den Untersuchungen zur Verbindung von Bauteilen mit einer flächigen CFK-Bewehrung konnten die Fertigteile erfolgreich verbunden werden. Das Verbinden erfolgte jedoch unter Laborbedingungen, in denen eine, im Vergleich zur Baupraxis, präzisere Bauausführung sichergestellt werden kann. Hinsichtlich der Umsetzung in der Praxis sollte anstelle der Gewindeschraube ein Metalleinbauteil zum Einsatz kommen, mit welchem Toleranzen ausgeglichen werden können.

7. Schlussfolgerung

7.1 Zusammenfassung und Erkenntnisse

In dieser Arbeit wird eine werkstoffgerechte Verbindung für carbonbewehrte Betonfertigteile vorgestellt, mit der sich Zugkräfte zwischen Bauteilen übertragen lassen. Die Untersuchungen haben gezeigt, dass die Verbindung in unterschiedlichen Bauteilgeometrien mit einer stabförmigen und flächigen CFK-Bewehrung Anwendung finden kann. Die Anwendung wird dabei insbesondere durch die Bauteilverformung und -beanspruchung begrenzt, die durch die Momenten-Krümmungs-Beziehung quantifiziert wurde.

Die in Kapitel 3 vorgestellte Verbindung zum Übertragen von Zugkräften zwischen carbonbewehrten Fertigteilen wurde in den Kapiteln 4–6 erforscht. Die dafür notwendigen Grundlagen wurden in Abschnitt 2.3 dargestellt. Als Ansatz wurde eine Verbindung gewählt, die es ermöglicht, stabförmige CFK-Bewehrung über die Bauteilgrenzen hinweg, kraftschlüssig miteinander zu verbinden. Die Verbindung besteht aus einer Endverankerung, in der die Bauteilbewehrung endet. Die Stabkraft wird über Verbundkräfte in eine Edelstahlhülse geleitet, die über ein Innengewinde mit anderen Bauteilen verbunden werden kann.

Die Erforschung der Verbindung erfolgte zunächst auf Bewehrungsebene (Kapitel 4). Hier konnte gezeigt werden, dass durch eine hohe Verbundtragwirkung zwischen Endverankerung und Stab, unter Verwendung eines Expansivmörtels als Vergussmaterial, eine Stabkraft von F_{cfk} = 89,0 kN verankert werden kann. Das entspricht 95,1 % der vom Hersteller angegebenen charakteristischen Stabzugkraft von $F_{c,cfk}$ = 93,6 kN. Durch den erzeugten Querdruck des Expansivmörtels liegen relativ steife Verbundeigenschaften vor, die sich in einem hohem Wert der Kraft bei gleichzeitig geringer Relativverschiebung zwischen Stab und Endverankerung äußern. Die Verankerungslänge wurde auf Grundlage der Untersuchung mit l_b = 7,0 cm ($7d_s$) festgelegt. Hieraus ergibt sich eine Länge der Endverankerung von l_{ev} = 11,0 bzw. l_{ev} = 14,0 cm.

Der durch die Mörtelexpansion erzeugte Innendruck betrug bis zum Versuchsende nach 100 Tagen im Mittel $p_{i,m}$ = 100,1 MPa. In den anschließenden Auszugsversuchen nach 223 Tagen (Versuchsreihe UD-I) wurde eine gute Übereinstimmung mit den Probekörpern, die nach 28 Tagen getestet wurden (Versuchsreihe AZ-I), festgestellt. Eine abschließende Bestimmung des Innendrucks konnte aus Versuchstechnischen Gründen nicht erfolgen.

Die Endverankerung diente in den anschließenden Untersuchungen als Verbindungselement für Fertigteile mit einer stabförmigen und einer flächigen CFK-Bewehrung. Die Fertigteile mit einer stabförmigen Bewehrung wurden in Form von Balken in einem Vier-Punkt-Biegeversuch auf ihr Trag- und Verformungsverhalten untersucht (Kapitel 5). Die Untersuchung erfolgte anhand der Versuchsreihen BV-I und BV-II, zwischen denen die Balkenhöhe variierte. Es resultierte eine größere Krümmung im Bruchzustand bei den Querschnitten mit einer geringeren Höhe. Die Fertigteile mit einer flächigen Bewehrung wurden in Form von Platten unter einer Biege- und Querkraftbeanspruchung untersucht (Kapitel 6).

In den Bauteilversuchen BV-I, BV-II, PV-I und PV-II konnte die Traglast unter der Annahme eines Biegezugversagens der Bewehrung zutreffend ermittelt werden. Als Maximalkraft der Bewehrung wurde

der Mittelwert der Zugfestigkeit aus den Untersuchungen zur Endverankerung (Versuchsreihe AZ-I) angesetzt. Dieser betrug F_{cfk} = 89,0 kN und lag damit leicht unterhalb des vom Hersteller angegebenen, charakteristischen Wert der Zugfestigkeit von $F_{c,cfk}$ = 93,6 kN.

Die Bestimmung der Bauteilkrümmung und der Bauteildurchbiegung erfolgte anhand einer, über den Verbindungsbereich der Fertigteile gemittelten, äquivalenten Dehnsteifigkeit $EA_{äq}$. Dieser Ansatz führte zu zutreffenden Ergebnissen in der Berechnung der Krümmung und Durchbiegung. Grundlegend konnte in den Untersuchungen festgestellt werden, dass die Bauteilverformungen geringer ausfallen, als bei Bauteilen ohne Verbindung mit sonst gleichen Eigenschaften.

Die Bauteile der Versuchsreihen PV-I und II wiesen mit l/h = 35 die geringste Schlankheit auf. Folglich lag auch hier die größte Krümmung im Bruchzustand vor, die im Mittel κ_m = 0,1 1/m betrug. Das dazugehörige Moment betrug im Mittel M_m = 30,1 kNm. Ein Versagen trat wie auch bei den Balkenversuchen durch ein Versagen einzelner CFK-Stäbe auf. Dennoch wurden durch die stereooptische Verformungsanalyse bei zwei von vier Probekörpern Horizontalrisse im Verbindungsbereich auf Höhe der Gewindestange in der Zugzone festgestellt. Es ist davon auszugehen, dass bei weiterer Erhöhung der Schlankheit ein größerer Einfluss der Verbindung auf das Bauteilversagen eintritt. Denkbar sind Abplatzungen der Betondeckung im Bereich der Verbindung. Die Tastversuche zur Übergreifung von Stäben und Gelegen untersuchten das Maß der Lastausbreitung einer Stabzugkraft über eine Gelegebreite von 35,0 cm. Anhand der Zugrisse wurde festgestellt, dass von einer Lastverteilung über die gesamte Gelegebreite auszugehen ist.

Durch die dargestellten Untersuchungen konnte das übergeordnete Ziel, die Erforschung und Entwicklung einer kraftschlüssigen Bauteilverbindung zur Übertragung von Zugkräften, erreicht werden. In den Untersuchungen resultierten die Zugkräfte aus einer reinen, axialen Zugbeanspruchung und aus einer Biegezugbeanspruchung. Durch die Endverankerung ist ein werkstoffgerechter Übertrag der Zugkräfte aus dem CFK-Stab in die Edelstahlhülse möglich. Mithilfe des Vergussmörtels erfolgt ein Formschluss zwischen dem Stab und der Endverankerung. Das erlaubt eine Kraftübertragung über die Verbundtragwirkung ohne auftretende Spannungsspitzen durch Imperfektionen im Formschluss, wie es beispielsweise bei Keilverankerungen vorkommen kann.

Durch das M20-Regelgewinde der Endverankerung kann eine einfache Verschraubung der Fertigteile erfolgen. Hierdurch ist ein schnelles Verbinden von Bauteilen ohne großen technischen Aufwand möglich. Die Fuge zwischen den Fertigteilen wurde in den dargestellten Untersuchungen durch einen Vergussmörtel gefüllt.

7.2 Ausblick und weiterer Forschungsbedarf

Ziel der vorliegenden Arbeit war es, eine vielseitig einsetzbare Verbindung für carbonbewehrte Fertigteile zu erforschen und zu entwickeln. Hierdurch sollte eine Komplementierung der Carbonbetonfertigteilbauweise erfolgen, wodurch eine Anwendung dieser Bauteile in der Baupraxis erleichtert wird. Es ist gelungen, die Verbindung bei unterschiedlichen Fertigteiltypen erfolgreich anzuwenden und das Trag- und Verformungsverhalten rechnerisch zu beschreiben. Dennoch entstehen bei unterschiedlichen Bauteilen andere Belastungssituationen und dadurch sich ändernde Beanspruchungen der Verbindung. Gerade der Einfluss der Bauteilkrümmung im Versagenszustand sollte in weitere Forschungen

miteinbezogen werden. Dadurch können etwaige Grenzen der Bauteilverformung im Bereich der Verbindung aufgezeigt werden.

Obwohl das Verbinden der Probekörper problemlos erfolgen konnte, genügt der Einsatz der Gewindestange als Verbindungselement nicht den baupraktischen Ansprüchen. Hier muss ein Einbauteil verwendet werden, welches bauübliche Toleranzen ausgleicht, um ein einfaches Verbinden auf der Baustelle zu gewährleisten. Hier gibt es bereits Lösungsansätze, die für die vorliegende Anwendung untersucht werden können. Als Beispiel kann das Spannschloss des Unternehmens BT Innovations genannt werden (Abbildung 7.1).

Durch die Untersuchungen der Endverankerung konnte die benötigte Verankerungslänge des Stabes ermittelt werden. Dennoch wurden die Verbundeigenschaften durch die Untersuchungen der Verbundspannungs-Schlupf-Beziehung nicht ausreichend genau abgebildet. Auch wenn es nicht zum übergeordneten Ziel erforderlich war, die genau Verbundeigenschaften darzustellen, können neue Untersuchungen Erkenntnisse zum Verbundtragverhalten liefern und dadurch beispielsweise der Steifigkeitsabfall bei Kraftsteigerung näher beschrieben werden.

Abbildung 7.1: Spannschloss zum Ausgleich bauüblicher Toleranzen aus [103]

Weiterführende Untersuchungen sollten ebenfalls Experimente zur Entwicklung des Innendrucks in der Endverankerung enthalten. Über Langzeitversuche kann die Fragestellung des maximalen Innendrucks abschließend beantwortet werden. Für eine breitere Anwendung der Endverankerung als Verbindungselement können CFK-Stäbe anderer Hersteller mit in die Forschung eingebunden werden. Dadurch kann eine Anpassung der Verbindung an andere Bauteile oder Belastungssituationen erfolgen.

Durch die vorliegende Arbeit ist es nun möglich, Fertigteile mit einer stabförmigen und flächigen CFK-Bewehrung zu verbinden. Da das Verbinden ein essentieller Bestandteil zum Errichten von Bauwerken aus einzelnen Komponenten ist, tragen die vorliegenden Erkenntnisse zur Komplementierung dieser Bauweise bei. Die Untersuchungen zur Endverankerung und ihrer Anwendung in Fertigteilen dient als Grundlage zur Berechnung der Verbindungsbereiche.

8. Tabellenverzeichnis

Tabelle 2.1: E-Modul und Zugfestigkeit unterschiedlicher Carbonfasern nach [14] *4*
Tabelle 2.2: Experimentell ermittelte Eingangsparameter für das Verbundmodell nach SCHUMMANN [44] *21*
Tabelle 2.3: Inhaltsstoffe von Expansivmörteln mit Calciumoxid als Hauptbestandteil in [%] *27*
Tabelle 4.1: Überblick der Versuchsreihen zur Stabverankerung *44*
Tabelle 4.2: Bezeichnung experimentell ermittelter Materialkennwerte CFK-Stab *45*
Tabelle 4.3: Bezeichnung experimentell ermittelter Materialkennwerte Edelstahl *46*
Tabelle 4.4: Stoffliche Zusammensetzung des verwendeten Expansivmörtels *46*
Tabelle 4.5: Übersicht der Versuchsergbnisse *51*
Tabelle 4.6: Versuchsergebnisse der experimentellen Verifizierung der Verankerungslänge *55*
Tabelle 4.7: Versuchsparameter der Verbundversuche unter zyklischer Beanspruchung *57*
Tabelle 4.8: Versuchsergebnisse der Probekörper bei einer zyklischen Belastung *58*
Tabelle 4.9: Versuchsergebnis der Untersuchung zum Innendruck in der Edelstahlhülse *59*
Tabelle 4.10: Ergebnisse der Auszugsversuche nach Lagerung der Versuchskörper über 223 Tage *61*
Tabelle 5.1: Experimentell ermittelte Materialeigenschaften der verwendeten Betone *70*
Tabelle 5.2: Messstellen und berechnete Größe der Untersuchung der Verbindung von Bauteile mit flächigen CFK-Bewehrung *72*
Tabelle 5.3: Darstellung der Versuchsergebnisse für BV-I und BV-II im Riss- und Bruchzustand *73*
Tabelle 5.4: Rechnerische Maschinenkräfte, Riss- und Bruchmomente und dazugehörige Krümmungen *77*
Tabelle 5.5: Versagensart der Probeköper aus den Balkenversuchen *81*
Tabelle 6.1: Messstellen an Probekörpern mit einer flächigen CFK-Bewehrung *84*
Tabelle 6.2: Charakteristische Eigenschaften der verwendeten Gelegebewehrung *85*
Tabelle 6.3: Mittelwerte der experimentell ermittelten Materialeigenschaften der verwendeten Betone *87*
Tabelle 6.4: Messstellen und berechnete Größe der Untersuchung der Verbindung von Bauteilen mit flächiger CFK-Bewehrung *87*
Tabelle 6.5: Maximal erreichte Maschinen- und Auflagerkräfte, das dazugehörige Stützmoment und die Verformungswerte *88*
Tabelle 6.6: Eingangsparameter der Berechnung zur Bestimmung der M-κ-Beziehung *91*
Tabelle 6.7: Charakteristische Eigenschaften der verwendeten Gelegebewehrung *96*
Tabelle 6.8: Risskraft und Maximalkraft der Versuchsreihe SG-I *96*

9. Abbildungsverzeichnis

Abbildung 2.1: Vergleich CFK-Faser – menschliches Haar (links) aus [12]; Faser-Matrix-System (rechts) aus [13] *4*
Abbildung 2.2: Matrixsysteme und ihre Molekülketten aus [15] *5*
Abbildung 2.3:links: CFK-Stabbewehrung aus [16]; Mitte: CFK-Gelegebewehrung aus [16]; rechts: CFK-Seil aus [17] *5*
Abbildung 2.4: Gegenüberstellung der Materialeigenschaften verschiedener CFK-Bewehrungen nach Herstellerangaben *6*
Abbildung 2.5: Typische druckkraftbeanspruchte Verbindungsstellen der Skelettbauweise aus Betonfertigteilen nach [21] *8*
Abbildung 2.6: Beispiele einer möglichen konstruktiven Durchbildung von Verbindungen verschiedener Bauteile nach TILLMANN [5] *9*
Abbildung 2.7: Querzugspannungen in druckbeanspruchten Verbindungen nach DIN EN 1992-1 [19] und BACHMANN [26] *9*
Abbildung 2.8: Querschnittsdetail der Druckverbindung einer Garage mit Faltwerken aus Carbonbeton (links) nach [27]; Druckverbindung zwischen Carbonbetonfaltwerk und ILC-Wand im Bauzustand (rechts) *10*

Abbildung 2.9. Stuttgarter Holzbrücke unter Verwendung von Carbonbeton als Gehwegplatten aus [29] 10
Abbildung 2.10: Mittlere Erhöhung R_m einer Oberfläche nach [30] 11
Abbildung 2.11: Übertragung von Schubspannung über Reibung und eine Druckkraft, hervorgerufen durch eine orthogonal wirkende Normalkraft N_c (a); und durch die Fuge kreuzende Bewehrung (b) und (c); nach [21] 12
Abbildung 2.12: Schubverbindung durch Verzahnung zwischen zwei Wandelementen: stirnseitige Oberflächenprofilierung (a); Anzischt mit angrenzender Bewehrung ober- und unterhalb der Wandelemente (b); Bewehrungsführung gegen das Lösen der Verbindung (c) nach [21] 12
Abbildung 2.13: Verbindungen von Stahlbewehrung am Beispiel eines biegesteifen Stützenstoßes nach [5] 13
Abbildung 2.14: Punktförmige lösbare Verbindung für textilbewehrte Bauteile nach [32] 14
Abbildung 2.15: Verbinden zweier Bauteile durch das Verkleben eines Betoninlays nach [33] 14
Abbildung 2.16: Verbinden zweier Bauteile durch das Verkleben der Bewehrung mit nachträglichem Verguss nach [33] 15
Abbildung 2.17: Fugenausbildung zur Erhöhung der Klebefläche aus [34] 16
Abbildung 2.18: Einbauteile der carbonbewehrten Betonfertigplatten ©informbeton 16
Abbildung 2.19: Verbindung der Betonplatten mit dem Seilbindersteg durch Verschraubung aus [35] 16
Abbildung 2.20: Gewindehülsen der carbonbewehrten Betonplatten aus [29] 17
Abbildung 2.21: Mechanismen der Verbundtragwirkung nach PRITSCHOW [42] 18
Abbildung 2.22: Differentielles Element des Zugstabes nach PRITSCHOW [42] 19
Abbildung 2.23: Verbundmodell nach MODEL CODE 2010 für nicht metallische Bewehrung [30] 20
Abbildung 2.24: Verbundmodell für Referenzstab nach SCHUHMANN [44] 20
Abbildung 2.25: Versuchsaufbauten zur experimentellen Ermittlung der Verbundspannungs-Schlupf-Beziehung: Ausziehkörper (a) nach RILEM [51]; Balkenbiegeversuch (b) nach RILEM [51]; Dehnkörperveruuch (c) nach ELIGEHAUSEN [55] 22
Abbildung 2.26: Vergleich dreier Versuchsaufbauten nach LEONHARDT [56]: ungeeigneter Versuchsaufbau mit schematischer Angabe des Druckgewölbes und der Querpressung (a); geeigneter Versuchsaufbau (b) nach RILEM [51] 22
Abbildung 2.27: Vergleich der Ergebnisse von DÖRR ET Al. [60] und UNTRAUER ET AL. [59] anhand der VSB bei einem Querdruck von 0,0 MPa und 10,0 MPa nach [58] 25
Abbildung 2.28: Qualitativer Verlauf der VSB mit und ohne Querdruck nach dem bilinearen Verbundmodell nach [65] 25
Abbildung 2.29: Querschnitt der Hülse unter Angabe geometrischer Größen und einwirkenden Spannungen (a); Kräftegleichgewicht am infinitesimalen Element (b); Verschiebungen am infinitesimalen Element (c) nach [85] 28
Abbildung 2.30: Biegebeanspruchter Balken im Vier-Punkt-Biegeversuch 30
Abbildung 2.31: Zugbewehrter Rechteckquerschnitt unter Biegebeanspruchung (a); bilineare σ-ε-Beziehung Beton (b) 30
Abbildung 2.32: Querschnitt zur Herleitung der M-κ-Beziehung am gerissenen Querschnitt (a) nach ZILCH [18]; M-κ--Beziehung eines carbonbewehrten Betonbalkens (b) nach SCHLAICH ET AL. [86] 32
Abbildung 2.33: Prinzip der virtuellen Kräfte am gerissenen Stahlbetonbalken nach ZILCH [18] 33
Abbildung 3.1: Anschlussbewehrung zwischen Halbfertigteil und Widerlager; abgebrochene CFK-Stäbe sind rot markiert 36
Abbildung 3.2: Beispiele einer Verbindung für Stahlbewehrungen aus [90] 37
Abbildung 3.3: Prinzip der Bauteilverbindung mittels CFK-Hülse und CFK-Stab 37
Abbildung 3.4: CFK-Hülse als Verbindungselement für stabförmige CFK-Zugglieder 38
Abbildung 3.5: Edelstahlhülse als Verbindungselement für stabförmige CFK-Zugglieder 39
Abbildung 3.6: Ablauf des Verbindens zweier Fertigteile 40
Abbildung 3.7: Betonfertigteile vor und nach dem Verschrauben 40
Abbildung 3.8: Kraftfluss im Zugbereich zweier Bauteile über die Verbindung 41

Abbildung 3.9: Längs- und Querschnitt einer Verbindungshülse, hergestellt durch das Ausschneiden mittels Winkelschleifer *41*
Abbildung 4.1: Vergleich der experimentellen und charakteristischen σ-ε-Beziehung des verwendeten CFK-Stabs *45*
Abbildung 4.2: Wegnehmer zur Bestimmung der σ-ε-Beziehung aus [92] *45*
Abbildung 4.3: Komponenten der Endverankerung, exkl. Wasser *46*
Abbildung 4.4: Endverankerung nach dem Befüllen mit Expansivmörtel *47*
Abbildung 4.5: Endverankerung nach dem Einbringen des CFK-Stabs und anschließenden Verschrauben mittels der Verschlusskappe *47*
Abbildung 4.6: Qualitative Mörtelexpansion bei unterschiedlichen Dehnsteifigkeiten E_sA_s der Edelstahlhülse ... *48*
Abbildung 4.7: SOFiSTik-Modell zur Bestimmung des Außenradius $r_{s,a}$ *49*
Abbildung 4.8: Hauptspannungen [MPa] (Druck negativ) in der gesamten Endverankerung und Abmessungen des Gesamtquerschnitts [mm] *49*
Abbildung 4.9: Versuchsaufbau zur Ermittlung der Verbundspannung-Schlupf-Beziehung *50*
Abbildung 4.10: Kraft-Schlupf-Beziehung *50*
Abbildung 4.11: Verbundspannungs-Schlupf-Beziehung *50*
Abbildung 4.12: Versagen der Betonrippe, Probe VSB-I-4 ..... *51*
Abbildung 4.13: Versagen der Stabrippe, VSB-I-3 ..... *51*
Abbildung 4.14: Schematisches Modell zur numerischen Bestimmung der Verankerungslänge *52*
Abbildung 4.15: Modellbildung zur Beschreibung der lokalen Verbundeigenschaften auf Grundlage der experimentell ermittelten VSB: Betrachtung der lokalen Verbundeigenschaften (a); numerische Modellierung der lokalen Verbundeigenschaften (b) *52*
Abbildung 4.16: Funktion der Federsteifigkeit *53*
Abbildung 4.17: Vergleich der numerisch und experimentell ermittelten Kraft-Schlupf-Beziehung *53*
Abbildung 4.18: Qualitativer Kraftverlauf im Stab, in der Edelstahlhülse (a) und qualitativer Verlauf der Federkräfte als Ergebnis der numerischen Berechnung (b) *54*
Abbildung 4.19: Probekörper AZ-I-2 im Versuchsaufbau *55*
Abbildung 4.20: Probekörper nach der Versuchsdurchführung *55*
Abbildung 4.21: Vergleich der experimentell und numerisch ermittelten Kraft-Schlupf-Beziehung bei lb = 7,0 cm *56*
Abbildung 4.22: Abmessungen der Endverankerung *56*
Abbildung 4.23: Abmessung der gesamten Verbindung *56*
Abbildung 4.24: Vergleich der Kraft-Schlupf-Beziehung von DYN-I und AZ-I *59*
Abbildung 4.25: Versuchskörper zur Bestimmung der Umfangsdehnung $\varepsilon_{\vartheta,s}$ *60*
Abbildung 4.26: Innendruck-Zeit-Diagramm; Verlauf über 10 Tage *61*
Abbildung 4.27: Innendruck-Zeit-Diagramm; Verlauf über 100 Tage *61*
Abbildung 4.28: Kraft-Schlupf-Beziehung DU-I *62*
Abbildung 4.29: Vergleich der Kraft-Schlupf-Beziehung zwischen UD-I und AZ-I *62*
Abbildung 4.30: Probekörper UD-I-1–5 (von links nach rechts) nach den abgeschlossenen Auszugsversuchen .. *62*
Abbildung 4.31: Probekörper der Untersuchung *63*
Abbildung 4.32: Darstellung der untersuchten Grenzflächen zwischen Stab und Mörtel *63*
Abbildung 4.33: In Stablängsrichtung verlaufende Grenzfläche: 500-fach vergrößert (links); 2000-fach vergrößert (rechts) *64*
Abbildung 4.34: Grenzfläche zwischen Mörtel und Edelstahlhülse: 500-fach vergrößert (links); 2000-fach vergrößert (rechts) *64*
Abbildung 4.35: Bereich der Stabfräsung: 400-fach vergrößert (links); 2000-fach vergrößert (rechts) *64*
Abbildung 5.1: Schematische Darstellung des Versuchsaufbaus und der Messtechnik *68*
Abbildung 5.2: Darstellung des Versuchsaufbaus am Beispiel von Probekörper BV-II-2 ..... *68*

Abbildung 5.3: Detail des Verbindungsbereichs der Probekörper aus Versuchsreihe BV-I und II 68
Abbildung 5.4: Geometrie, konstruktive Durchbildung und Versuchsanordnung von Versuchsreihe BV-I und BV-II 69
Abbildung 5.5: Bewehrungskörbe für Probekörper 70
Abbildung 5.6: Fixierung der Edelstahlhülse über Verschraubung 70
Abbildung 5.7: Herstellung der Balken vor dem Verbinden 71
Abbildung 5.8: Verbinden der Balken durch M20-Gewindestange 71
Abbildung 5.9: Verbindungsfuge vor dem Vergießen (links); Prüfkörper nach vollständiger Herstellung (rechts) 71
Abbildung 5.10: M-κ-Beziehung BV-I 73
Abbildung 5.11: M-κ-Beziehung BV-II 73
Abbildung 5.12: M-w-Beziehung BV-I 74
Abbildung 5.13: M-w-Beziehung BV-II 74
Abbildung 5.14: Dehnsteifigkeiten EA im Bereich der Balkenverbindung 75
Abbildung 5.15: Gegenüberstellung der rechnerisch und experimentell ermittelten M-κ-Beziehung BV-I 77
Abbildung 5.16: Gegenüberstellung der rechnerisch und experimentell ermittelten M-κ-Beziehung BV-II 77
Abbildung 5.17: Gegenüberstellung der rechnerisch und experimentell ermittelten M-w-Beziehung BV-I 77
Abbildung 5.18: Gegenüberstellung der rechnerisch und experimentell ermittelten M-w-Beziehung BV-II 77
Abbildung 5.19: Abgeschlossenes Rissbild unmittelbar vor dem Versagen, Probekörper BV-I-5 78
Abbildung 5.20: Abgeschlossenes Rissbild unmittelbar vor dem Versagen, Probekörper BV-II-3 79
Abbildung 5.21: BV-II-2; Versagen auf freier Stablänge 80
Abbildung 5.22: BV-I-3; Versagen direkt am Übergang Stab – Endverankerung 80
Abbildung 5.23: BV-II-4; Verbundversagen durch Abscheren des Stabkerns von den Stabrippen 80
Abbildung 5.24: BV-II-1; Kombination aus Verbundversagen und Stababbruch am Übergang Stab – Endverankerung 80
Abbildung 6.1: Schematische Darstellung der Messtechnik und der Lasteinleitung (oben); Probekörper mit Wegnehmern w_o und w_u (unten links); Messbereich stereooptische Verformungsmessung (unten rechts) 84
Abbildung 6.2: Gesamter Versuchsaufbau am Beispiel von Probekörper PV-I-1 84
Abbildung 6.3: Konstruktive Durchbildung der Probekörper 86
Abbildung 6.4: Kragarme vor der Betonage 86
Abbildung 6.5: Vorgespanntes Mittelfeld vor der Betonage 86
Abbildung 6.6: Probekörper nach dem Verbinden und vor dem Betonieren der Vergussfuge 86
Abbildung 6.7: Probekörper nach der Herstellung 86
Abbildung 6.8: M-w-Beziehung der Prüfkörper PV-I-1 89
Abbildung 6.9: M-w-Beziehung der Prüfkörper PV-I-2 89
Abbildung 6.10: M-w-Beziehung der Prüfkörper PV-II-1 89
Abbildung 6.11: M-w-Beziehung der Prüfkörper PV-II-2 89
Abbildung 6.12: M-κ-Beziehung der Prüfkörper PV-I-1–PVII2 89
Abbildung 6.13: Abgeschlossenes Rissbild unmittelbar vor dem Versagen PV-I-1 90
Abbildung 6.14: Abgeschlossenes Rissbild unmittelbar vor dem Versagen PV-I-2 90
Abbildung 6.15: Abgeschlossenes Rissbild unmittelbar vor dem Versagen PV-II-1 91
Abbildung 6.16: Verlauf der Dehnsteifigkeit EA über eine Länge von l = 40,0 cm im Bereich der Verbindung 92
Abbildung 6.17: Gegenüberstellung der experimentell und rechnerisch ermittelten M-κ-Beziehung 92
Abbildung 6.18: Bruchbild der CFK-Bewehrung PV-I-1 94
Abbildung 6.19: Bruchbild der CFK-Bewehrung PV-I-2 94
Abbildung 6.20: Bruchbild der CFK-Bewehrung PV-II-1 94
Abbildung 6.21: Bruchbild der CFK-Bewehrung PV-II-2 94
Abbildung 6.22: Aufbau der Probekörper und Messbereich zur Untersuchung der Stab-Gelege-Übergreifung 95
Abbildung 6.23: Versuchsaufbau: Untersuchung Stab-Gelege-Übergreifung 96

Abbildung 6.24: Probekörper unmittelbar vor der Betonage *96*
Abbildung 6.25: Hauptformänderung zum Zeitpunkt der Erstrissbildung SG-I-2 ..... *97*
Abbildung 6.26: Hauptformänderung zum Zeitpunkt der Maximalkraft SG-I-2 ..... *97*
Abbildung 6.27: Darstellung der Bauteilbewehrung und Rissverteilung bei F_{max} *99*
Abbildung 7.1: Spannschloss zum Ausgleich bauüblicher Toleranzen aus [103] *103*

10. Literatur

[1] *Schürmann, H.:* Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden, VDI-Buch, Springer-Verlag Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, 2007.

[2] *Koncz, T.:* Handbuch der Fertigteil-Bauweise – Mit großformatigen Stahl- und Spannbetonelementen; Konstruktion, Berechnung und Bauausführung. Bauverl., Wiesbaden, 1973.

[3] *Forman, P.; Glock, C.; Mark, P.:* Schnelles Bauen – Motivation, Historie und Konzepte. *In:* Beton- und Stahlbetonbau 116 (2021), S2, S. 2-11. https://doi.org/10.1002/best.202100064.

[4] *Mark, P.; Lanza, G.; Lordick, D. et al.:* Vom Handwerk zur individualisierten Serienfertigung. *In:* Bautechnik 98 (2021), Heft 3, S. 243-256. https://doi.org/10.1002/bate.202000110.

[5] *Tillmann, M.:* Knotenverbindungen für Betonfertigteile – Hinweise für Bemessung und Konstruktion. *In:* Beton- und Stahlbetonbau 106 (2015 // 2011), Heft 8, S. 583-593. https://doi.org/10.1002/best.201000077.

[6] *Schlaich, M.; Apitz, A.; Jesse, F.:* Brücken aus vorgespanntem Carbonbeton. *In:* Beton- und Stahlbetonbau 115 (2020), Heft 9, S. 684-696. https://doi.org/10.1002/best.202000018.

[7] *Osman-Letelier, J.P.; Hückler, A.; Schlaich, M.:* Dünnwandige Fertigteile aus vorgespanntem Carbonbeton. *In:* Beton- und Stahlbeton 116 (2021). https://doi.org/10.1002/best.202100019.

[8] *Stark, A.; Hegger, J.:* Verbundverhalten von CFK-Spannbewehrungen in UHPFRC. *In:* Beton- und Stahlbetonbau 108 (2013), Heft 10, S. 701-710. https://doi.org/10.1002/best.201300038.

[9] *Osman Letelier, J.P.; Hückler, A.; Schlaich, M. (Hrsg.):* Application of Prestressed CFRP Textiles for the Development of Thin- Walled Concrete Structural Elements. IABSE, 2019.

[10] *Neitzel, M.; Mitschang, P.; Breuer, U.:* Handbuch Verbundwerkstoffe – Werkstoffe, Verarbeitung, Anwendung. Carl Hanser Fachbuchverlag, s.l., 2014.

[11] *Liu, Y.; Zwingmann, B.; Schlaich, M.:* Nonlinear Progressive Damage Analysis of Notched or Bolted Fibre-Reinforced Polymer (FRP) Laminates Based on a Three- Dimensional Strain Failure Criterion. *In:* Polymers 6 (2014), Heft 4, S. 949-976.

[12] *Wikipedia:* Kohlenstofffaser, 2021, https://de.wikipedia.org/wiki/Kohlenstofffaser#/media/Datei:Cfaser_haarrp.jpg.

[13] *SGL:* Die Möglichmacher – Unsere Endlosfaser, https://www.sglcarbon.com/pdf/SGL-Broschuere-Die-Moeglichmacher-DE.pdf [Zugriff am: 27.10.2021].

[14] *Zwingmann, B.:* Die Schlinge – Eine Schlaufenverankerung aus wechselseitig übereinandergeschlagenen Carbonfasern für Zugglieder aus carbonfaserverstärktem Kunststoff. Berlin, Technische Universität Berlin, Dissertation, 2016.

[15] *Knippers, J.; Gabler, M.:* Faserverbundwerkstoffe im Bauwesen. *In: Kuhlmann, U.* (Hrsg.): Stahlbau Kalender 2007, Stahlbau-Kalender Heft 9.2007. Ernst & Sohn a Wiley company, Berlin, 2007, S. 455-498.

[16] *Maier, J.:* Neues vom Carbonbeton – Was ist schon möglich?, 5. Jahrestagung des Deutschen Ausschusses für Stahlbeton,, Kaiserslautern, 2017.

[17] *Tokyo Rope Intternational:* CFCC Civil Engineering and ConstructionDivision, https://tokyoropeintl.co.jp/service/civil/top.html [Zugriff am: 11.12.2021].

[18] *Zilch, K.; Zehetmaier, G.:* Bemessung im konstruktiven Betonbau – Nach DIN 1045-1 (Fassung 2008) und EN 1992-1-1 (Eurocode 2). Springer-Verlag Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, 2010.

[19] 1992-1-1: Bemessung und Konstruktion von Stahlbeton- und Spannbetontragwerken. Eurocode, Ausgabe Januar 2011.

[20] DIN EN 1992-1-1/NA:2013-04, Nationaler Anhang_- National festgelegte Parameter_- Eurocode_2: Bemessung und Konstruktion von Stahlbeton- und Spannbetontragwerken_- Teil_1-1: Allgemeine Bemessungsregeln und Regeln für den Hochbau.

[21] *fib:* Structural connections for precast concrete buildings. International Federation for Structural Concrete, Bulletin / International Federation for Structural Concrete Guide to good practice no. 43, fib, Lausanne, 2008.

[22] *Schlaich, J.; Schäfer, K.:* Konstruieren im Stahlbetonbau. *In: Eibl, J.* (Hrsg.): Beton Kalender 2001 // Beton-Kalender. Ernst und Sohn; Ernst, Berlin, S. 311-492.

[23] *Leonhardt, F.; Mönnig, E.:* Vorlesungen über Massivbau – Dritter Teil Grundlagen zum Bewehren im Stahlbetonbau. Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, 1976.

[24] *Holly, I.; Abrahoim, I.:* Connections and Joints in Precast Concrete Structures. *In:* Slovak Journal of Civil Engineering 28 (2020), Heft 1, S. 49-56. https://doi.org/10.2478/sjce-2020-0007.

[25] 1337: Lager im Bauwesen. EuroCode, Ausgabe Februar 2001.

[26] *Bachmann, H.; Steinle, A.; Hahn, V.:* Bauen mit Betonfertigteilen im Hochbau, Bauingenieur-Praxis, John Wiley & Sons, Hoboken, 2011.

[27] *Bergmeister, K. (Hrsg.):* Beton-Kalender 2021 – Schwerpunkte: Fertigteile; Integrale Bauwerke (2 Bande), Beton-Kalender (VCH) * Ser, Wilhelm Ernst & Sohn Verlag fur Architektur und Technische, Newark, 2021.

[28] *Helbig, T.:* Die integrale Stuttgarter Holzbrücke. *In:* structure (2019), S. 54-58.

[29] *Bielak, J.; Will, N.; Hegger, J.:* Zwei Praxisbeispiele zur Querkrafttragfähigkeit von Brückenplatten aus Textilbeton. *In:* Bautechnik 97 (2020), Heft 7, S. 499-507.

[30] fib Model Code for Concrete Structures 2010.

[31] *Sedlacek, G.; Geßler, A.; Völling, B. et al.:* Untersuchungen von punktförmigen Verbindungen für textilbewehrte Betonbauteile. *In:* Bautechnik 82 (2005), Heft 3, S. 179-182.

[32] *Feldmann, M.; Pak, D.; Geßler, A. et al.:* Entwicklung eines Bemessungsmodells für punktförmige Verbindungen textilbewehrter Betonbauteile. *In:* Bautechnik 2 (2008), Heft 85, S. 143-147.

[33] *Piegeler, D.; Pak, D.; Geßler, A. et al.:* Kleben textilbewehrter Betonbauteile. *In:* Tagungsband zum 4. Kolloquium zu Textilbewehrten Tragwerken (2009), S. 389-408.

[34] *Kohlmeyer, C.; Oster, S.:* Klebverbindungen für Platten- und Scheibenbauteile aus hochfestem Beton. Forschung im Schwerpunktprogramm 1542, Förderphase 1. TU Dresden, Dresden Ausgabe 2014.

[35] *Rettinger, M.; Hückler, A.; Andelfinger, J.:* Der Wiederaufbau des Rosensteinstegs II in Stuttgart mit Überbauelementen aus Carbonbeton/Reconstruction of the Rosensteinsteg II in Stuttgart with CFRP-reinforced concrete elements. *In:* Bauingenieur 95 (2020), 07-08, S. 243-253. https://doi.org/10.37544/0005-6650-2020-07-08-35.

[36] *Leviat GmbH:* Produktdatenblatt DEMU Hülsenanker T-FIXX – https://downloads.halfen.com/catalogues/de/media/catalogues/fixingsystems/TI_T-FIXX_d.pdf - 15.02.2022 Ausgabe Februar 2022.

[37] *Rehm, G.:* Über die Grundlagen des Verbundes zwischen Stahl und Beton – 1961. *In:* Deutscher Ausschuss für Stahlbeton (Hrsg.): grüne Hefte. Deutscher Ausschuss für Stahlbeton. Beuth.

[38] *Wriggers, P.:* Technische Mechanik kompakt – Starrkörperstatik Elastostatik Kinetik. B. G. Teubner Verlag | GWV Fachverlage GmbH Wiesbaden, Wiesbaden, 2006.

[39] *Auer, M.:* Ein Verbundmodell für Stahlbeton unter Berücksichtigung der Betonschädigung. Karlsruhe, Karlsruher Institut für Technologie, Dissertation, 2014.

[40] *Kulas, C.:* Zum Tragverhalten getränkter textiler Bewehrungselemente für Betonbauteile. Zugl.: Aachen, Techn. Hochsch., Diss., 2013, Schriftenreihe des IMB Heft 38, IMB, Aachen, 2013.

[41] *Niewels, J.:* Zum Tragverhalten von Betonbauteilen mit Faserverbundkunststoff-Bewehrung. Aachen, RWTH AAchen, Dissertation, 2008.

[42] *Pritschow, A.:* Zum Verbundverhalten von CFK-Bewehrungsstäben in Bauteilen aus ultrahochfestem Beton. Stuttgart, Universität Stuttgart, Dissertation, 2016.

[43] *Kuuskovski, V.:* Über die Haftung zwischen Beton und Stahl: Experimentelle Untersuchung über den Einfluss der äusseren Belastung auf den Betrag der Spannungen in einbetonierten Stahleinlagen sowie auf die Ausbildung der Haftspannungen an der Berührungsfläche von Beton und Stahleinlage. Helsinki, VTT Technisches Forschungszentrum Finnland, Dissertation, 1951.

[44] *Schumann, A.:* Experimentelle Untersuchungen des Verbundverhaltens von Carbonstäben in Betonmatrices. Dresden, Technische Univerität Dresden, Dissertation, 2020.

[45] *Richter, M.:* Entwicklung mechanischer Modelle zur analytischen Beschreibung der Materialeigenschaften von textilbewehrtem Feinbeton. Dreden, Technische Univerität Dresden, Dissertation, 2005.

[46] *Martin, H.:* Zusammenhang zwischen Oberflächenbeschaffenheit, Verbund und Sprengwirkung von Bewehrungsstählen unter Kurzzeitbelastung – 1973. *In:* Deutscher Ausschuss für Stahlbeton (Hrsg.): grüne Hefte. Deutscher Ausschuss für Stahlbeton. Beuth.

[47] *Achillides, Z.:* Bond Behaviour of FRP Bars in Concrete. Athen, University of Sheffield, Dissertation, 1998.

[48] Bond of reinforcement in concrete – State-of-art report. International Federation for Structural Concrete, Bulletin / International Federation for Structural Concrete no. 10, fib, Lausanne, 2000.

[49] *Eligehausen, R.; Popov, E.P.; Bertéro, V.V.:* Local Bond Stress-Slip Relationships of Deformed Bars Under Generalized Excitations, University of California at Berkeley, Forschungsbericht, 1983.

[50] *Mayer, U.:* Zum Einfluß der Oberflächengestalt von Rippenstählen auf das Trag- und Verformungsverhalten von Stahlbetonbauteilen. Stuttgart, Universität Stuttgart, 2001.

[51] *International Union of Testing and Research Laboratories for Materials and Structures:* RILEM technical recommendations for the testing and use of construction materials. International Union of Testing and Research Laboratories for Materials and Structures. E & FN Spon, London, 1994.

[52] *Reineck, K.-H.; Greiner, S.:* Dichte Heißwasser-Wärmespeicher aus ultrahochfestem Faserfeinkornbeton – Entwurf und Konstruktion dichter Heißwasser-Wärmespeicher aus ultrahochfestem Faserfeinkornbeton. Stuttgart, Universität Stuttgart, Abschlussbericht, 2004.

[53] *Sayed, A.F.; Gilles, F.; Le Roy, R.:* Bond between carbon fibre-reinforced polymer (CFRP) bars and ultra high performance fibre reinforced concrete (UHPFRC): Experimental study. *In:* Construction and Building Materials 25 (2011), S. 470-485.

[54] *Weiße, D.; Holschemacher, K.:* Verbundverhalten von Betonstahl in UHFB. *In:* Ultrahochfester Beton - Innovationen im Bauwesen - Beiträge aus der Praxis und Wissenschaft (2003), S. 199-214.

[55] *Eligehausen, R.; Mayer, U.; Lettow, S.:* Mitwirkung des Betons zwischen den Rissen in Stahlbetonbauteilen – Abschlussbericht zum DFG-Forschungsvorhaben EL72/8-1+2. Stuttgart, Universität Stuttgart, Forschungsbericht, 2000.

[56] *Leonhardt, F.; Mönnig, E.:* Vorlesungen über Massivbau – Teil 1: Grundlagen zur Bemessung im Stahlbetonbau. Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, 1984.

[57] *Füllsack-Köditz:* Verbundverhalten von GFK-Bewehrungsstäben und Rissentwicklung in GFK-stabbewehrten Betonbauteilen. Weimar, Bauhaus-Universität Weimar, Dissertation, 2004.

[58] *Rostásy, F.S.; Rohling, A.:* Konstituives Stoffmodell des Verbundverhaltens von einbetoniertem Bewehrungsstahl. Braunschweig, TU Braunschweig, Literaturstudie, 1984.

[59] *Untrauer, R.E.; Henry, R.L.:* Influence of Normal Pressure on Bond Strength. *In:* ACI-Journal 62 (1965), Heft 5, S. 577-585.

[60] *Dörr, K.; Hoshino, U.; Mehlhorn, G.:* Berechnung von Stahlbetonscheiben im Zustand II bei Annahme eines wirklichkeitsnahen Werkstoffverhaltens. Darmstadt, TU Darmstadt, Forschungsbericht, 1974.

[61] *Robins, P.J.; Standish, I.G.:* The influence of lateral pressure upon anchorage bond. *In:* Magazine of Concrete Research 129 (1984), Heft 36, S. 195-202.

[62] *Leonhardt, F.:* On the need to Consider the Influence of Lateral Stresses on Bond. *In:* RILEM Symposium on Bond and Crack Formation in Reinforced Concrete 1 (1957), S. 29-34.

[63] *Navaratnarajah, V.; Speare, P.R.S.:* Influence of tensile release in concrete on transfer bond of reinforcementbars. *In:* Proceedings of the Institution of Civil Engineers, Part 2 81 (1986), Heft 2, S. 697-715.

[64] *Robins, P.J.; Standish, I.G.:* The effect of lateral pressure on the bond of round reinforcing bars in concrete. *In:* International Journal of Adhesion and Adhesives (1982), S. 129-133.

[65] *Xu, F.; Wu, Z.; Zjeng, J. et al.:* Bond Behavior of Plain Round Bars in Concrete under Complex Lateral Pressures. *In:* ACI Structural Journal 111 (2014), Heft 1, S. 15-26.

[66] *Schäffel, P.:* Zum Einfluss schwindreduzierender Zusatzmittel und Wirkstoffe auf das autogene Schwinden und weitere Eigenschaften von Zementstein. Weimar, Bauhaus-Universität Weimar, Dissertation, 2009.

[67] *Lam, N.T.; Sahamitmongkol, R.; Tangtermsirikul, S.:* Expansion and Compressive Strength of Concrete with Expansive Additive. *In:* Research and Development Journal 2 (2008), Heft 19, S. 40-49.

[68] *Carballosa, P.; García Calvo, J.L.; Revuelta, D. et al.:* Influence of cement and expansive additive types in the performance of self-stressing and self-compacting concretes for structural elements. *In:* Cunstruction and Building Materials 83 (2015), S. 223-229.

[69] *Nagataki, S.; Gomi, H.:* Expansive admixtures (mainly ettringite). *In:* Cement and Concrete Composite 20 (1998), S. 163-170.

[70] *Lees, J.M.; Gruffydd-Jones, B.; Burgoyne, C.J.:* Expansive Cement Couplers – A means of pre-tensioning fibre-reinforced plastic tendons. *In:* Construction and Building Materials Vol. 9 (1995), No. 6, S. 413-423.

[71] *PAGEL Spezial-Beton GmbH & Co. KG:* Unterstopfmörtel – V14/10; V14/40; V14/80. PAGEL Spezial-Beton GmbH & Co. KG, 4 Ausgabe 2021.

[72] *PAGEL Spezial-Beton GmbH & Co. KG:* V1-Verguss – V1/10; V1/50; V1/160, 4 Ausgabe 2021.

[73] *MC Bauchemie:* Emcekrete 50 A – Langsam erhärtender Vergussbeton. MC Bauchemie Ausgabe Mai 2021.

[74] 223R-10: Guide of the Use of Shrinkage-Compensating Concrete. Richtlinie, Ausgabe 2010.

[75] SICOWA Verfahrenstechnik für Baustoffe,: Trockenmischung für ein nichtexplosives Sprengmittel. Erfinder: T. KOSLOWSKI. Anmeldung: 26. Juli 1986. Deutschland, 0211364.

[76] Kubatec Kunststoff und Bau-Technik AG,: Verfahren und Vorrichtung zum explosionsfreien Sprengen. Erfinder: B. MEYERHANS. Anmeldung: 23. September 1999. Schweiz, CH694341.

[77] Verfahren zur Herstellung eines Quellzements und zugehörige Testvorrichtung. Erfinder: R. GHOFRANI, H.A. MIEHE, M. STAN UND A.-S. MIERCUREA-CINC. Anmeldung: 28. Juli 2000. Deutschland, DE10037118A1.

[78] *Khin, M.:* Fundamental Study on Bond and Anchorage of Continuous Fiber Reinforcing Materials. Kyushu, Kyushu Institute of Technology, Dissertation, 2001.

[79] *Harada, T.; Idemitsu, T.; Khin, M. et al.:* Studies of anchorage method for continuous fiber reinforcing material using highly expansive material. *In:* Concrete Library of JSCE (2000), Heft 36, S. 145-165.

[80] *Alraie, A.:* Development of optimal anchor for basalt fiber-reinforced polymer rods. *In:* ASCE 3 (2021), Heft 25, 04021011_1-04021011_13.

[81] *Harada, T.; Sakaue, N.; Kimura, H. et al.:* Development of HEM anchorage system for cable stayed bridge using multiple CFRP strand. *In:* Proceedings of the first fib congress (2002), Vol.6, S. 283-290.

[82] *Schesser, D.; Yang, Q.; Nanni, A.:* Expansive Grout-Based Gripping Systems for Tensile Testing of Large-Diameter Composite Bars. *In:* Journal of Materials in Civil Engineering 26 (2014), S. 250-258.

[83] 2413: Nahtlose Stahlrohre für öl- und wasserhydraulische Anlagen. Ausgabe 2020-04-00.

[84] *Läpple, V.:* Einführung in die Festigkeitslehre – Lehr- und Übungsbuch, Studium, Vieweg+Teubner Verlag / Springer Fachmedien Wiesbaden GmbH Wiesbaden, Wiesbaden, 2012.

[85] *Budynas, R.G.:* Advanced strength and applied stress analysis. WCB/McGraw-Hill, Boston, 1999.

[86] *Schlaich, M.; Hückler, A.; Goldack, A. et al.:* Vorgespannte Flächentragwerke aus Carbonbeton. *In: Pahn, M.; Thiele, C.; Glock, C.* (Hrsg.): Vielfalt im Massivbau. TU Kaiserslautern, 2018, S. 718-734.

[87] *Hückler, A.:* Trag- und Verformungsverhalten von biegebeanspruchten Bauteilen aus Infraleichtbeton (ILC), Dissertation, 2016.

[88] *Dombrowski, M.:* Entwurf und Optimierung vorgespannter TT-Platten aus Carbonbeton. Berlin, Technische Universität Berlin, Studienarbeit, 2022.

[89] *Apitz, A.:* Vorgespannter Carbonbeton im Brückenbau – Werkstoffgerechtes Entwerfen und Bemessen. Berlin, Technische Universität Berlin, Dissertation, 2019.

[90] *PFEIFER Holding GmbH & Co. KG:* Bewehrungstechnik, https://www.pfeifer.info/de/produkte-leistungen/produkte/betoneinbauteile/bewehrungstechnik/ [Zugriff am: 14.02.2022].

[91] *Liu, Y.; Zwingmann, B.; Schlaich, M.:* Carbon Fiber Reinforced Polymer for Cable Structures—A Review. *In:* Polymers 7 (2015), Heft 10, S. 2078-2099. https://doi.org/10.3390/polym7101501.

[92] *Gericke, N.:* Experimentelle Überprüfung der Funktionsfähigkeit von Carbonbewehrungsstäben mit thermoplastischer Matrix. Berlin, Technische Universität Berlin, Masterarbeit, 2019.

[93] 13-1: Metrisches ISO-Gewinde allgemeiner Anwendung. Deutsche Industrienorm, Ausgabe 1999.

[94] *Rehm, G.; Eligehausen, R.:* Einfluß einer nicht ruhenden Belastung auf das Verbundverhalten von Rippenstählen. *In:* Betonwerk + Fertigteil-Technik (1977), Heft 6, S. 295-299. https://doi.org/10.18419/opus-6367.

[95] *Rehm, G.; Eligehausen, R.:* Verbundverhalten gerippter Betonstähle mit kurzer Einbettungslänge bei nicht ruhender Belastung. IRB Verlag, Stuttgart, 1975.

[96] *Rehm, G.; Eligehausen, R.:* Verbundverhalten gerippter Betonstähle mit langer Einbettungslänge bei nicht ruhender Belastung. Stuttgart, Universität Stuttgart, Untersuchungsbericht, 1975.

[97] *Franke, L.:* Einfluss der Belastungsdauer auf das Verbundverhalten von Stahl in Beton – Verbundkriechen - 1976. *In:* Deutscher Ausschuss für Stahlbeton (Hrsg.): grüne Hefte. Deutscher Ausschuss für Stahlbeton. Beuth.

[98] *Svensvik, B.:* Zum Verformungsverhalten gerissener Stahlbetonbalken unter Einschluss der Mitwirkung des Betons auf Zug in Abhängigkeit von Last und Zeit, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz (IBMB), 1981.

[99] CAN/CSA-S806-02: Design and Construction of Building Components with Fibre-Reinforced Polymers. Ausgabe 2009.

[100] DIN EN 1991-1-2:2010-12, Eurocode_1: Einwirkungen auf Tragwerke_- Teil_1-2: Allgemeine Einwirkungen_- Brandeinwirkungen auf Tragwerke; Deutsche Fassung EN_1991-1-2:2002_+ AC:2009.

[101] *Muthmann, J.:* Experimentelle Untersuchung einer Verbindung für Carbonbetonbauteile. Berlin, Technische Universität Berlin, Masterarbeit, 2022.

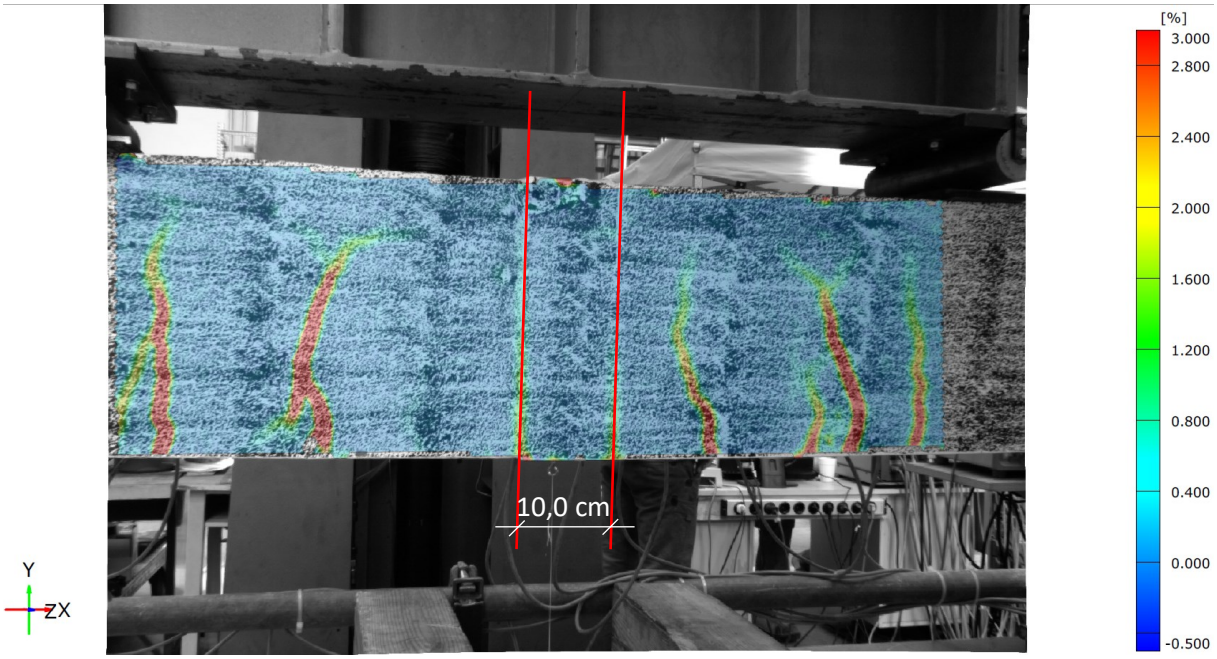
[102] *Pham, H.A.:* Experimentelle Untersuchung einer Stab-Gelege-Übergreifung im carbonbewehrten Beton mittels optischer Verformungsanalysen. Berlin, Technische Universität Berlin, Bachelorarbeit, 2022.

[103] *bt-innovations:* Das BT-Spannschloss – Die nächste Generation in der Verbindungstechnik. *In:* BFT International (2020), Heft 02, S. 178-179.

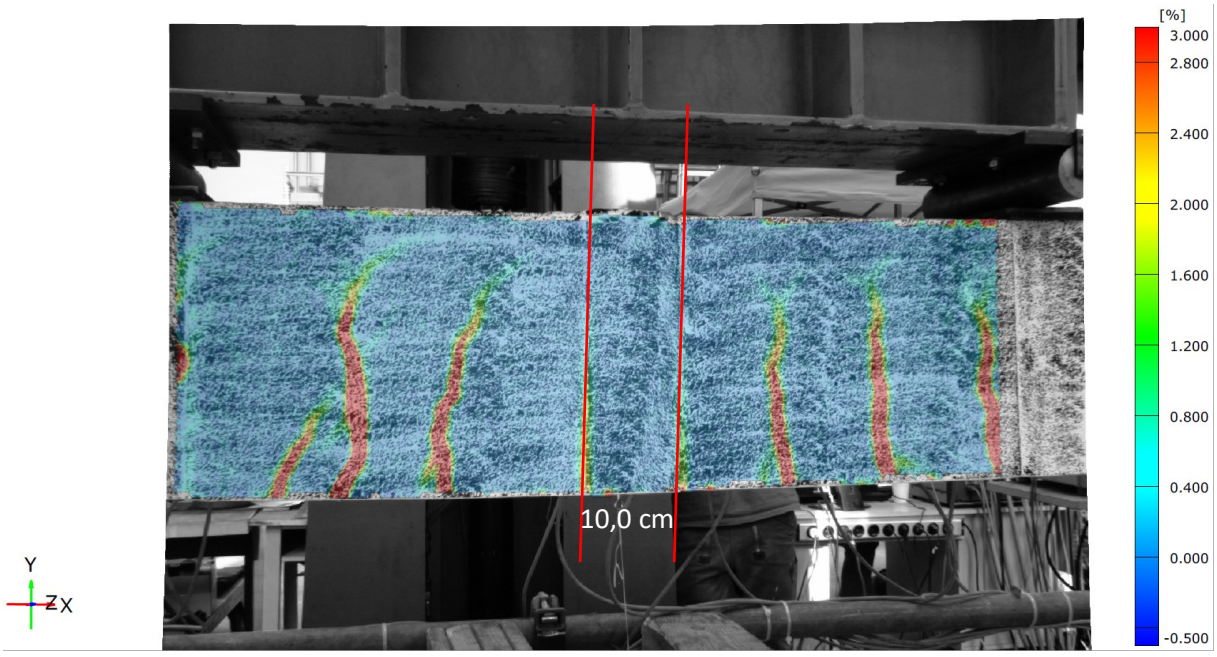
Anhang A1 – Auswertung stereooptische Verformungsanalyse

Balkenversuche – BV-I

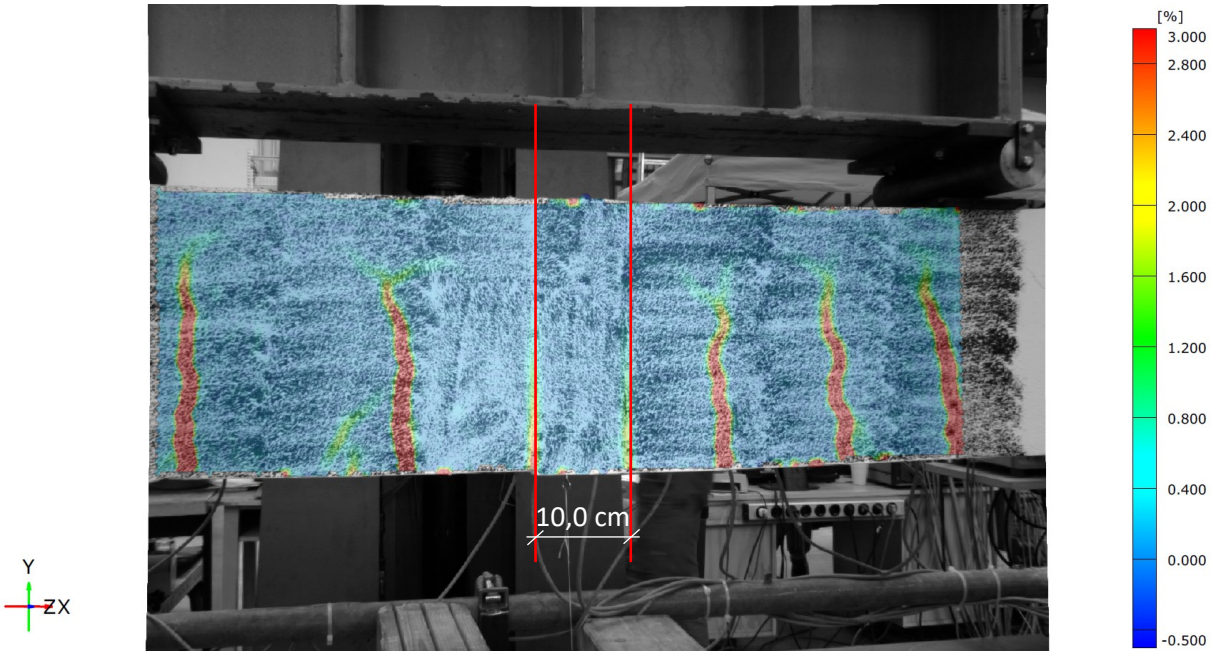
BV-I-1 – Abgeschlossenes Rissbild; Hauptformänderung



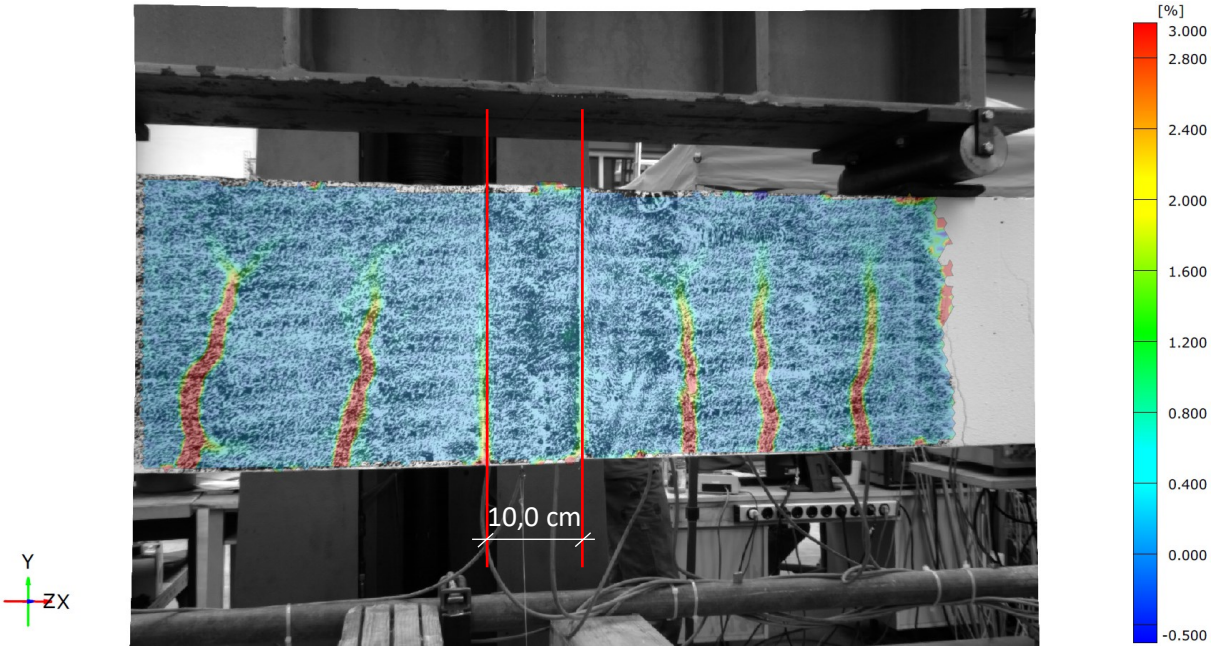
BV-I-2 – Abgeschlossenes Rissbild; Hauptformänderung



BV-I-3 – Abgeschlossenes Rissbild; Hauptformänderung

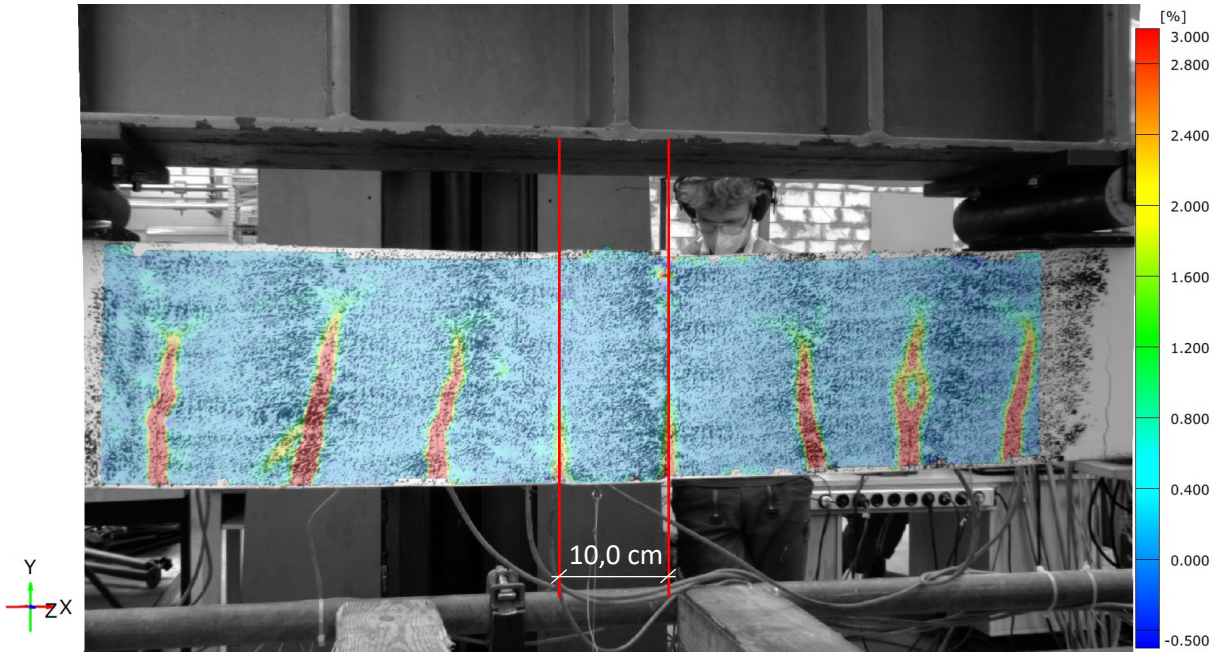


BV-I-4 – Abgeschlossenes Rissbild; Hauptformänderung

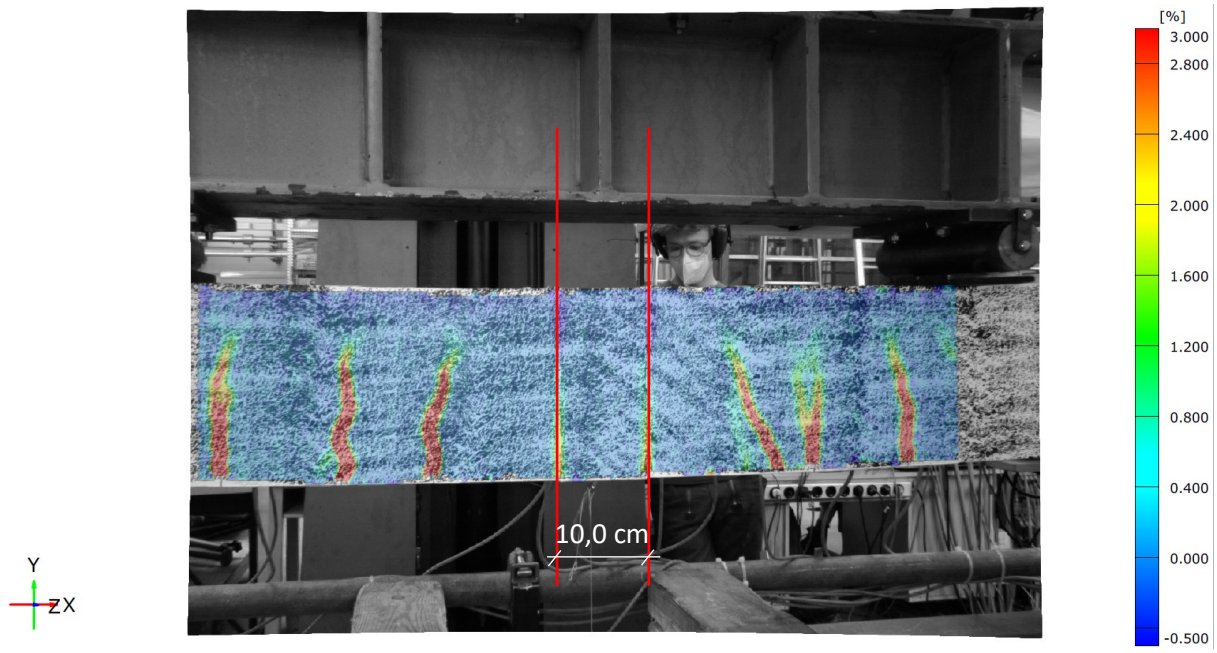


Balkenversuche – BV-II

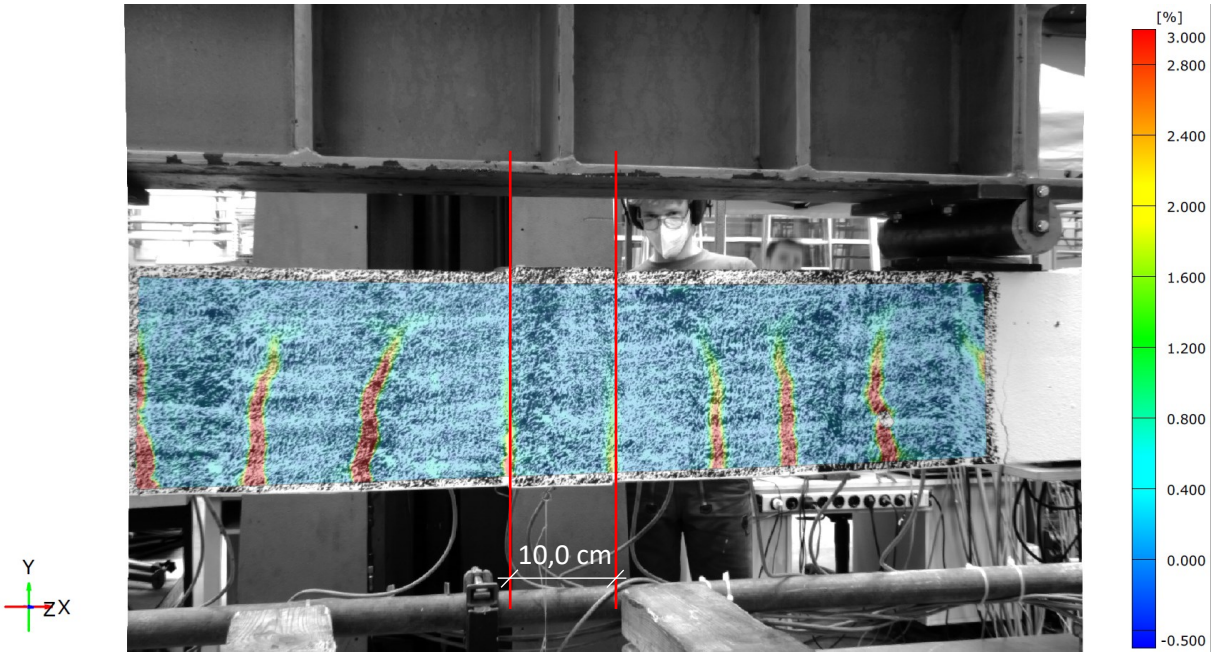
BV-II-2 – Abgeschlossenes Rissbild; Hauptformänderung



BV-II-4 – Abgeschlossenes Rissbild; Hauptformänderung

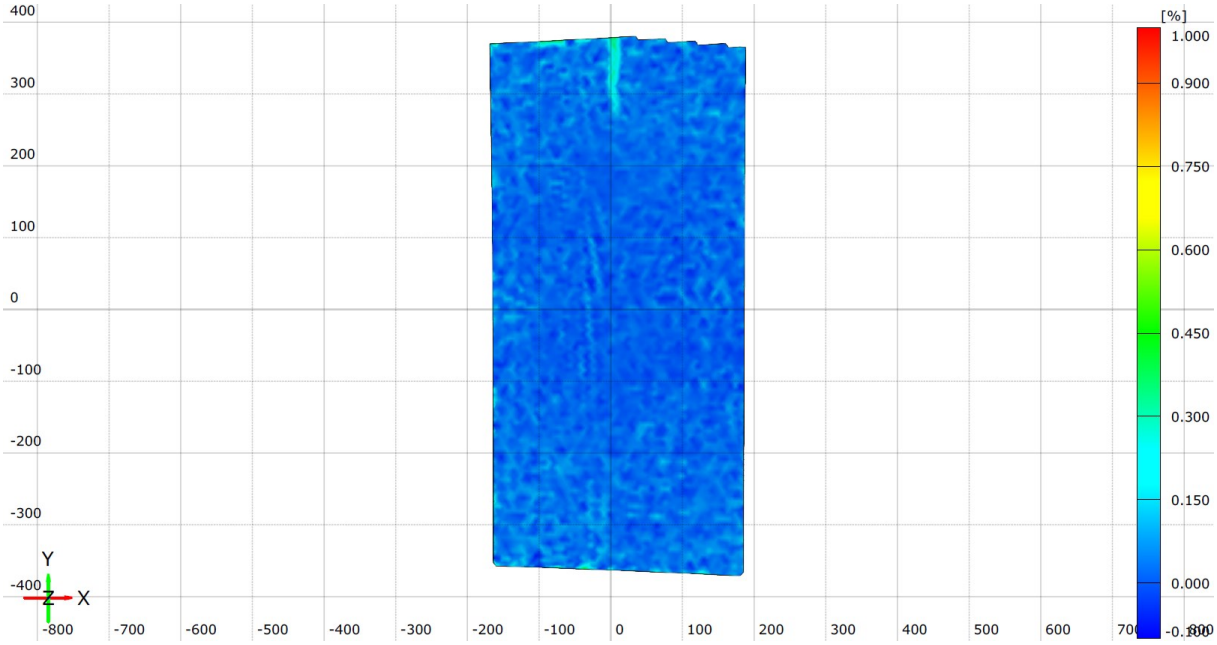


BV-II-5 – Abgeschlossenes Rissbild; Hauptformänderung

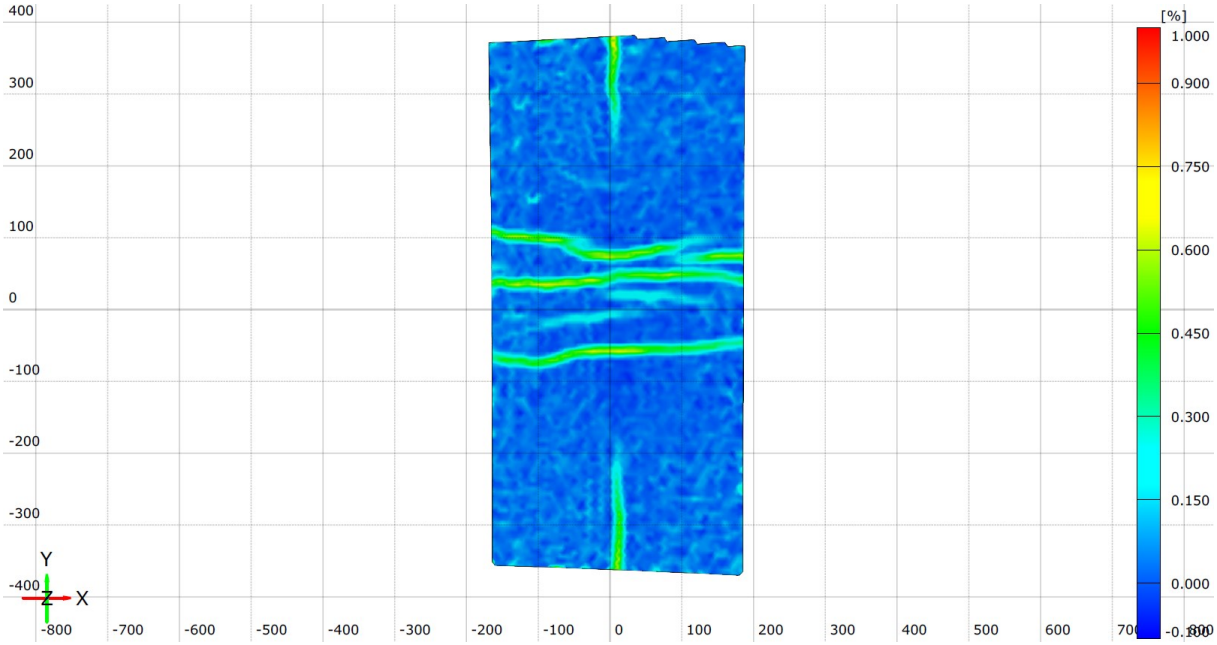


Stab-Gelege-Übergreifung

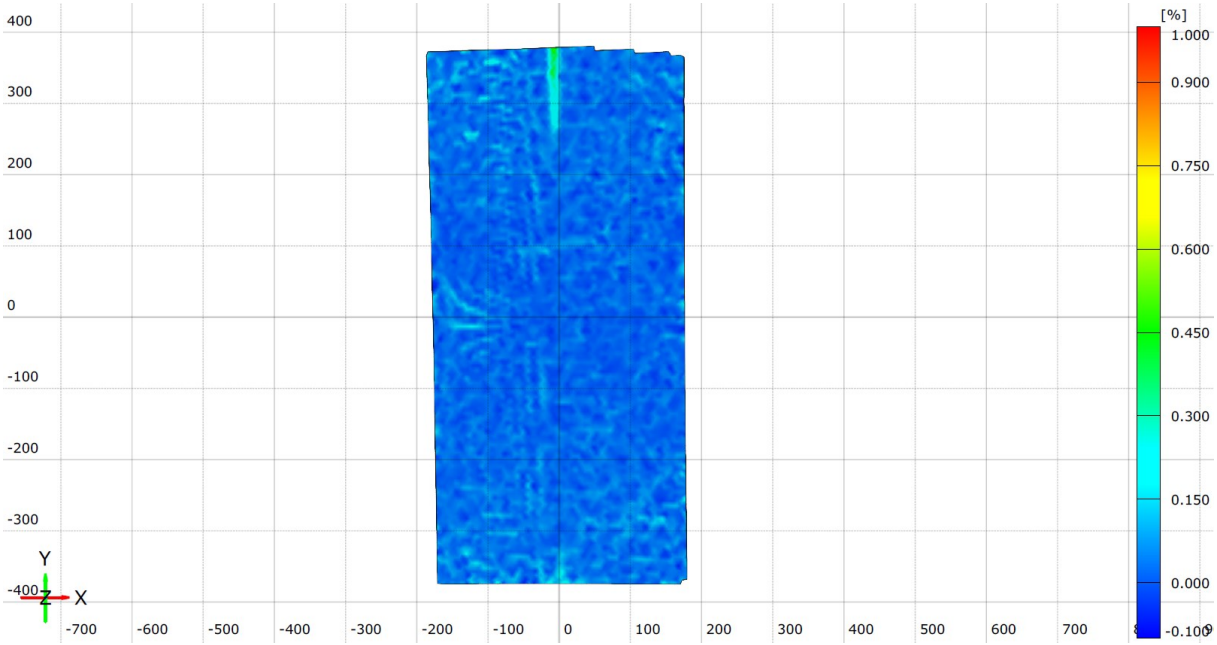
SG-I-1 - Erstrissbildung



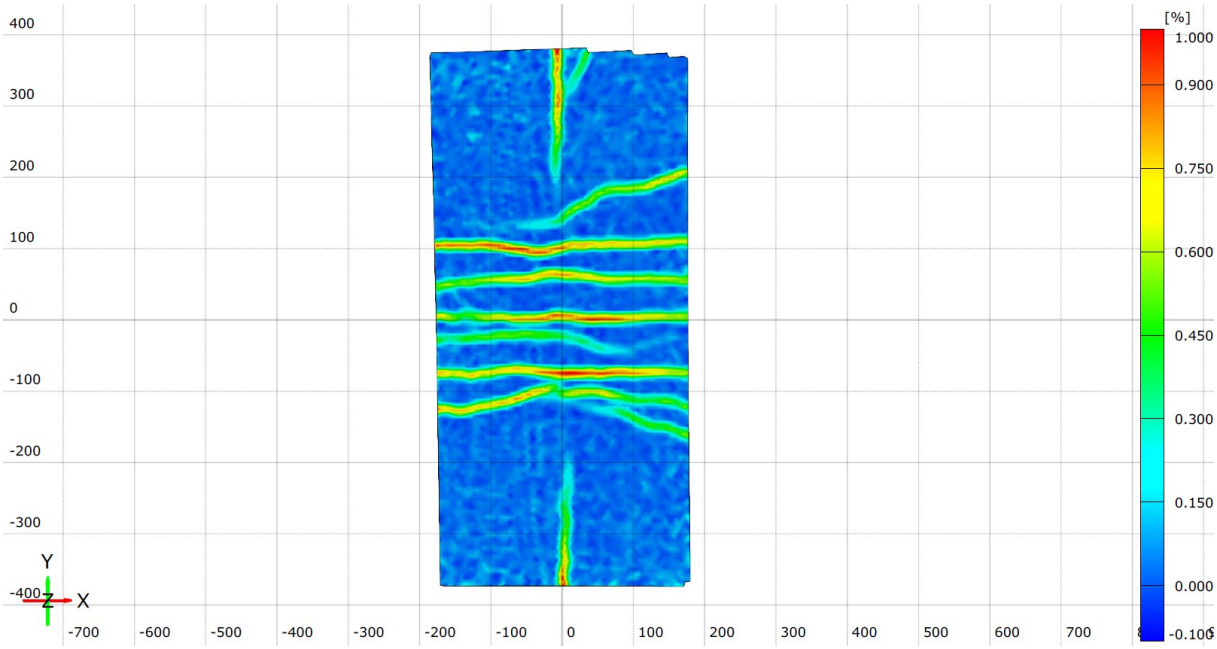
SG-I-1 – Abgeschlossenes Rissbild



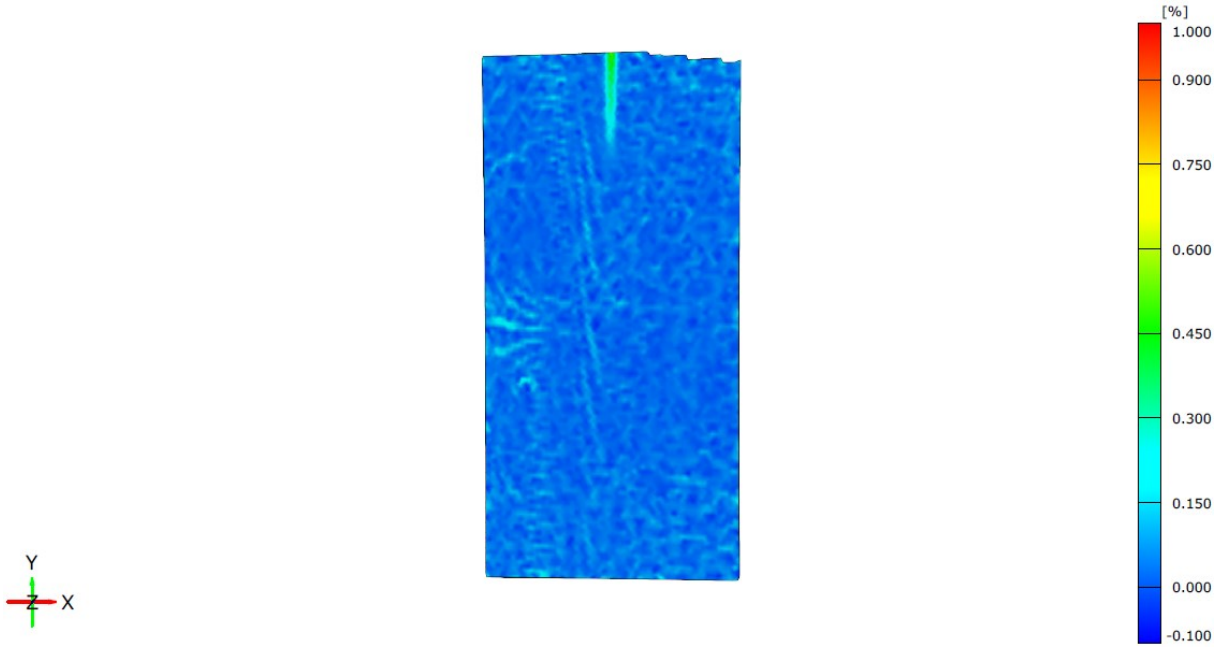
SG-I-2 - Erstrissbildung



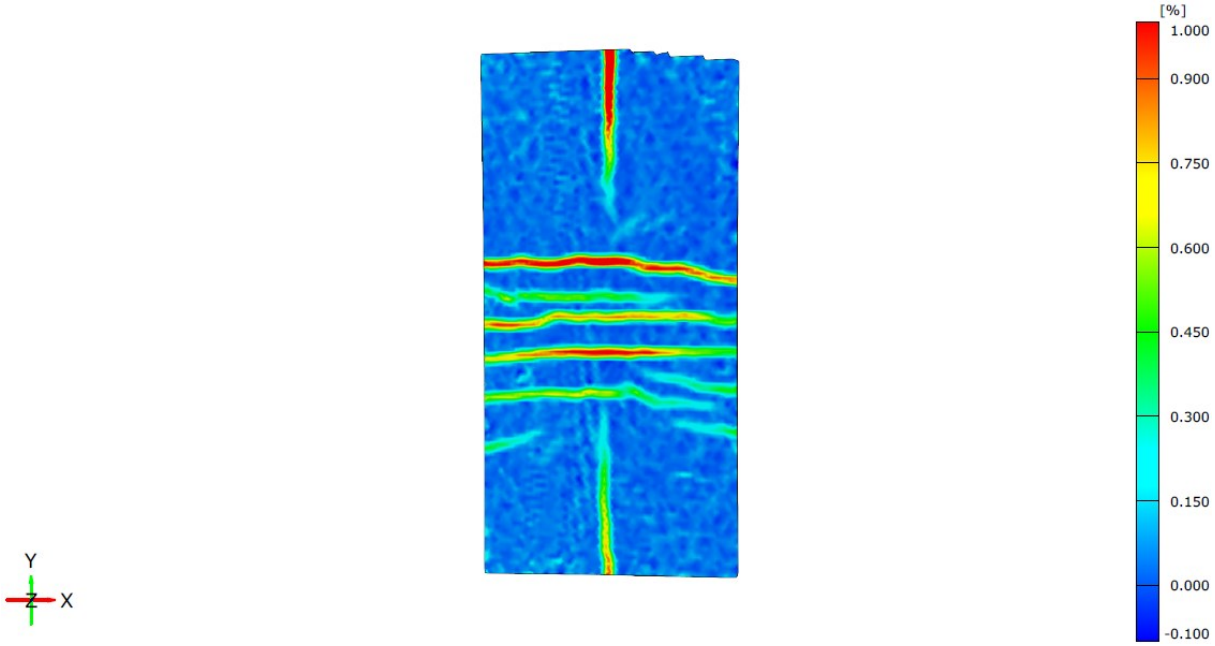
SG-I-2 – Abgeschlossenes Rissbild



SG-I-4 - Erstrissbildung



SG-I-4 – Abgeschlossenes Rissbild



Anhang A2 – Quellcode numerische Berechnung Sofistik

Iterative Bestimmung der Querschnittsabmessung Edelstahlhülse

```
+prog template urs:10
KOPF Variablen
sto#dicke 20                    $[mm]
ENDE

+prog aqua urs:1
Kopf Material und Querschnitte
NORM  EN 1992-2004
BETO NR 2 C 50 EC 30000
MATE NR 1 FY 375 E 7500  BEZ 'Carbon Quer zur Faser'
MATE NR 3 FY 375 E 165000  bez 'Carbon längs zur Faser'
MATE NR 4 FY 375 E 172000  bez 'Stahl längs zur Faser'
QB NR 1 H  2[mm] B #dicke[mm] MNR 3 BEZ 'Hülse'

ENDE

+prog sofimshc urs:2
KOPF System
SYST ART 3D GDIV 100000 FIX PZ
STEU TOLG 0.0005[m]
STEU MESH 2+32
STEU HMIN 0.0005[m]             $Elementgröße
STEU EFAK 0
STEU FEIN 0
```

```
STEU TOLN 0.0005[m]
STEU PSUP 0
STEU PROG 1.1
STEU BSEC
$Variablen
sto#RStab 10/2                  $Radius CFK-Stab
sto#tMoertel 4                  $Schichtdicke Mörtel
sto#tHuelseAxial 2              $[mm]
sto#tHuelseUmlaufend 2          $[mm]
SPT NR 1 0 0 0 FIX PPMM
SAR NR 1001  MNR 1  T 20[mm]  GRP 0
SARB OUT; SLNB XM 0 YM 0 ZM 0 R #RStab[mm] NX 0 NY 0 NZ 1
SAR NR 1002  MNR 2  T 20[mm] GRp 1
SARB OUT; SLNB XM 0 YM 0 ZM 0 R #RStab+#tMoertel[mm] NX 0 NY 0 NZ 1
SARB IN; SLNB XM 0 YM 0 ZM 0 R #RStab[mm] NX 0 NY 0 NZ 1
SAR NR 1003  MNR 4  T 20[mm] GRP 2
SARB OUT; SLNB XM 0 YM 0 ZM 0 R #RStab+#tMoertel+#tHuelseUmlaufend[mm] NX 0 NY 0 NZ 1
SARB IN; SLNB XM 0 YM 0 ZM 0 R #RStab+#tMoertel[mm] NX 0 NY 0 NZ 1

ENDE

+prog sofiload urs:3
KOPF Ausdehnung Betonmatrix
LF 1
QUAD GRP 1 TYP EX 5.7
QUAD GRP 1 TYP EY 5.7

ENDE

+prog ase urs:8
KOPF realistische Werte
LF 101 bez 'realistische Werte'
GRUP ALLE JA
GRUP 0 FAKS 1      $ Stab
GRUP 1 FAKS 1      $ Matix aus Beton
GRUP 2 FAKS 1      $ Hülse
 LC 1

ENDE
```

Verbundmodell zur Bestimmung der Verankerungslänge

```
+prog aqua urs:1
KOPF Materialien und Querschnitte
NORM EN 1993-2005
STAH NR 1 ART Y FY 2000 FT 2000 ES 182000 BEZ 'Carbon'
STAH NR 2 ART Y FY 2000 FT 2000 ES 172000 BEZ 'Edelstahl'
sto#d 8.5
QC NR 1 D #d T 0.0 MNR 1  BEZ 'Carbonstab'
sto#d2 28
QC NR 2 D #d2 T 4 MNR 2  BEZ 'Edelstahlhülse'
```

```
sto#dx   25 //da Auszugsversuche 25mm lang waren.
SMAT NR 3 LTYP STD  BEZ 'Arbeitslinie VSB'
SARB U F   // Verschiebung [mm] kraft [kN] TYP
//Den Werten liegt die Arbeitsliene aus Abbildung 8.16 zugrunde
// Werte werden mit dx auf auf 1mm lange Elemente normiert

0.000   0.00
0.019   0.82
0.044   1.48
0.056   1.72
0.069   1.96
0.081   2.06
0.088   2.10
0.103   2.16
0.113   2.16
0.125   2.15
0.181   2.08
0.182   0.00

ECHO MAT VOLL
ENDE

+prog sofimsha urs:2
KOPF System
SYST ART 3D fix PYMM  GDIV 1000
sto#lf  20/1000
let#anz 70      $ Verbundlänge
sto#lb #anz/1000
sto#nx #anz
sto#dx #lb/#nx
KNOT 1 0 0 0 FIX PYPZMM
KNOT 2 #lf 0 0
loop#i #nx
  KNOT nr 3+#i X #lf+(#i+1)*#dx Y 0 Z 0
endloop

//Knoten für die Hülse
loop#i #nx
  KNOT nr 1000+#i X #lf+(#i+1)*#dx Y 0 Z 0 //FIX PZPY
endloop

KNOT nr 1000+#nx-1 FIX PPMM

loop#i #nx+1
  STAB NR 1+#i KA 1+#i KE 2+#i QNR 1
endloop

loop#i #nx-1
  STAB NR 1000+#i KA 1000+#i KE 1001+#i QNR 2
endloop

loop#i #nx
```

```
  FEDE NR 2+#i KA 2+#i KE 1000+#i  MNR 3
endloop

echo mat voll

ENDE

!#! Weggesteuert

+prog sofiload urs:16
KOPF Last Verschiebung
sto#anzW 20
sto#maxW 0.427
loop#i #anzW
   LF 1000+#i
   KNOT 1 TYP WXX -#maxW/#anzW*(#i+1)
Endloop

ENDE

+prog ase urs:36
KOPF Verscheibung Berechnung
SYST PROB NONL
 LF 1100+19              $ Lastfall bei Maximallast
 LC 1000+19

ENDE
```

Anhang A3 – Quellcode numerische Berechnung MatLab

Bauteilkrümmung

```
clc;
close all;
clear all;
Ecm  = 24.475*10^9; % E-Modul Beton
fcd  = 59.4*10^6; % Betondruckfestigkeit
Ecm_c= fcd/0.00175; % Übergang von linearen Anstieg in parallel zur x-Achse Ver-
laufende Spannungs-Dehnungs-Beziehung
fctk_5 = 3.1*10^6; % mittlere Zugfestigkeit des Betons
Ecfk_s = 92*10^9; % E-Modul der Bewehrung im Verbindungsbereich
Ecfk_p = 220*10^9; % E-Modul Gelege
Epsilon_c_ten = fctk_5/Ecm_c; % maximale Dehnung unter Zug des Betons
Aj = (10^-6)*(6*0.25*pi*(17.66)^2); % Querschnittsfläche der Bewehrung im Verbin-
dungsbereich
max_iter=10^5;
Lc=0.0;
Lt=0.0;
Interval=100;
Tol = 0.1;
Tol_Val = 0.01*Tol;

%%
for i=0:Interval:37000
```

```
    M (round(i/Interval)+1,1)=(i*(0.8));
    H =0.1;
    d_eff = H-0.035;
    I_ucr = (H^3)/12;
    Mcr  = fctk_5*((I_ucr)/(0.5*H));
    Epsilon_c_a (round(i/Interval)+1,1)= Epsilon_c_ten;

    if M(round(i/Interval)+1,1) < Mcr
        EI (round(i/Interval)+1,1)=Ecm*I_ucr;
        phi(round(i/Interval)+1,1)=M(round(i/Interval)+1,1)/EI(round(i/Inter-
val)+1,1);
   % phi_m(round(i/Interval)+1,1)=phi(round(i/Interval)+1,1)*i;
    else

     for j=1:max_iter

        if Epsilon_c_a (round(i/Interval)+1,1)<0.00175

        syms x
        Epsilon_s (round(i/Interval)+1,1) = (d_eff-x)*(Epsilon_c_a (round(i/Inter-
val)+1,1)/x);

        Fc = Ecm_c*Epsilon_c_a (round(i/Interval)+1,1)*1*x;
        Fs = Ecfk_s * Epsilon_s (round(i/Interval)+1,1)*Aj;
        Eqn = Fs-Fc==0;
        NA = solve (Eqn,x, 'Real',true);
        if NA (:)>0 & (NA (1)<d_eff || NA (2)<d_eff)
         x=min (NA);
         Druckzonehoehe(round(i/Interval)+1,1)=x;
    elseif (NA (1)<0 || NA (2)<0) && (NA (1)<d_eff || NA (2)<d_eff)
        x=max (NA);
        Druckzonehoehe(round(i/Interval)+1,1)=x;
    else
        break
        end
    Fs = subs (Fs,x);
    Fc = subs (Fc,x);
    LA = d_eff-0.33*x;
    M_int (round(i/Interval)+1,1) = Fs * LA;
    EI(round(i/Interval)+1,1)=Ecm*((x^3)/3)+Ecfk_s*Aj*(d_eff-x)^2;
    phi(round(i/Interval)+1,1)=M(round(i/Interval)+1,1)/EI(round(i/Interval)+1,1);
    %phi_m(round(i/Interval)+1,1)=phi(round(i/Interval)+1,1)*i;

        elseif Epsilon_c_a (round(i/Interval)+1,1)>0.00175

        syms x
        Epsilon_s (round(i/Interval)+1,1) = (d_eff-x)*(Epsilon_c_a (round(i/Inter-
val)+1,1)/x);
        ld = 0.00175*(Epsilon_c_a (round(i/Interval)+1,1)/x)^-1;

        Fc = 0.5*fcd*ld+fcd*(ld-x);
        Fs = Ecfk_s * Epsilon_s (round(i/Interval)+1,1)*Aj;
        Eqn = Fs-Fc==0;
        NA = solve (Eqn,x, 'Real',true);
        if NA (:)>0 & (NA (1)<d_eff || NA (2)<d_eff)
         x=min (NA);
         Druckzonehoehe(round(i/Interval)+1,1)=x;
    elseif (NA (1)<0 || NA (2)<0) && (NA (1)<d_eff || NA (2)<d_eff)
        x=max (NA);
        Druckzonehoehe(round(i/Interval)+1,1)=x;
```

```
    else
        break
        end
    Fs = subs (Fs,x);
    Fc = subs (Fc,x);
    ld = subs (ld,x);
    LA = d_eff-x+(0.5*0.67*fcd*ld^2+fcd*(ld-x)*(ld+0.5*(ld-x)))/Fc;

    M_int (round(i/Interval)+1,1) = Fs * LA;
    EI(round(i/Interval)+1,1)=Ecm*((x^3)/3)+Ecfk_s*Aj*(d_eff-x)^2;
    phi(round(i/Interval)+1,1)=M(round(i/Interval)+1,1)/EI(round(i/Interval)+1,1);
    phi_m(round(i/Interval)+1,1)=phi(round(i/Interval)+1,1)*i;
        end


    if M(round(i/Interval)+1,1)-M_int (round(i/Interval)+1,1) <
Tol_Val*M(round(i/Interval)+1,1)
        break
    else
        Epsilon_c_a (round(i/Interval)+1,1) = Epsilon_c_a (round(i/Inter-
val)+1,1)*(2-(M_int (round(i/Interval)+1,1)/M(round(i/Interval)+1,1)));
    end
        end
     end
end

%%
%%

plot (phi,M)
xlabel('Krümmung');
ylabel('Moment');
```

Anhang A4 – Bruchbilder

Experimentelle Ermittlung der Verbundspannungs-Schlupf-Beziehung

VSB-1-1

VSB-1-2

VSB-1-5

VSB-1-6

Untersuchung des Verbundes unter zyklischer Beanspruchung

DYN-I-1

DYN-I-2

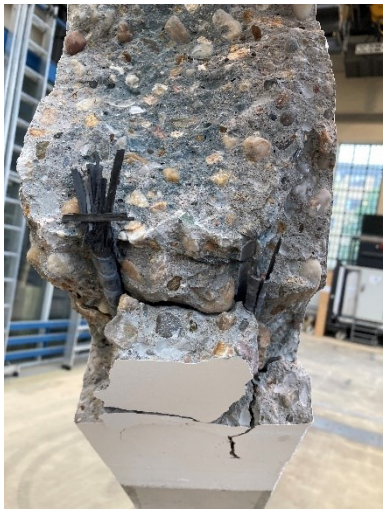
Bauteile mit einer Stabförmigen CFK-Bewehrung

BV-I-1

BV-I-2

BV-I-4

BV-I-5



BV-II-3

BV-II-5